

Министерство науки и высшего образования
Российской Федерации
Уральский федеральный университет
имени первого Президента России Б. Н. Ельцина

Теплофизические основы тепловой работы металлургических слоевых печей и агрегатов

Учебное пособие

Рекомендовано методическим советом
Уральского федерального университета
для студентов вуза, обучающихся
по направлениям подготовки
22.03.02, 22.04.02 — Metallургия
и 09.03.02, 09.04.02 — Информационные системы и технологии

Екатеринбург
Агентство Маркетинговых Коммуникаций «День РА»
2019

УДК 669.04(075.8)
ББК 31.31я73+34.32я73
Т34

Авторы:

Ярошенко Ю. Г. (гл. 2), Швыдкий В. С. (гл. 1), Спирин Н. А. (гл. 3),
Матюхин В. И. (гл. 5), Лавров В. В. (гл. 4)

Рецензенты:

гл. науч. сотр. ФГБУН Ин-та металлургии УрО РАН д-р техн. наук, проф.
Дмитриев А. Н.;

ОАО «Научно-исследовательский институт металлургической теплотехники» (д-р техн. наук, проф. Дружинин Г. М.)

Научный редактор — заслуженный деятель науки и техники РФ, проф.,
д-р техн. наук Ярошенко Ю. Г.

На обложке изображение с сайта <https://russos.livejournal.com/1137465.html>.

Теплофизические основы тепловой работы металлургических слоевых печей и агрегатов : учебное пособие / Ярошенко Ю. Г., Швыдкий В. С., Спирин Н. А., Матюхин В. И., Лавров В. В. ; Мин-во науки и высш. образования РФ, Урал. федерал. ун-т им. перв. Президента России Б. Н. Ельцина. — Екатеринбург : АМК «День РА», 2019. — 464 с.

ISBN 978-5-9908685-9-5

В пособии представлены материалы по наиболее распространенным технологиям тепловой обработки кусковых материалов в металлургии, определяющим в настоящее время энергоэффективность и ресурсосбережение процессов получения железорудного сырья и выплавки чугуна в современных доменных печах и вагранках. Для металлургических слоевых печей и агрегатов, работающих в режиме плотного слоя, рассмотрены теплофизические закономерности формирования температурных полей, развития физико-химических процессов, которые раскрывают последовательность и особенности явлений, связанных с получением агломерата и окатышей (режим неподвижного слоя), а также чугуна (режим движущегося слоя).

Предназначено студентам бакалавриата и магистратуры. Может быть полезно аспирантам и инженерно-техническим работникам металлургических предприятий.

Библиогр.: 102 наим. Табл. 32. Рис. 128.

УДК 669.04(075.8)
ББК 31.31я73+34.32я73

ISBN 978-5-9908685-9-5

© Ярошенко Ю. Г., Швыдкий В. С.,
Спирин Н. А., Матюхин В. И.,
Лавров В. В., 2019
© Оформление. УрФУ, 2019

Оглавление

| | |
|---|-----------|
| Условные обозначения..... | 6 |
| Предисловие | 10 |
| Введение | 14 |
| Глава 1. | |
| Тепло- и массообмен и газодинамика в агрегатах с плотным слоем и в шахтных печах | 20 |
| 1.1. Классификация тепловых сред и слоевых металлургических печей и агрегатов..... | 21 |
| 1.2. Общие сведения о теплообмене в слое частиц | 26 |
| 1.3. Закономерности теплообмена в неподвижном продуваемом слое | 31 |
| 1.4. Закономерности теплообмена в плотном слое при перекрестном движении газа и материала..... | 40 |
| 1.5. Закономерности и схемы теплообмена при противоточном и прямоточном движении газа и материала | 43 |
| 1.6. Учет термической массивности частиц и тепловых эффектов физико-химических процессов | 50 |
| 1.7. Закономерности движения газа в плотном слое шахтных печей..... | 60 |
| 1.8. Закономерности совместного протекания процессов теплообмена и восстановления в противотоке..... | 78 |
| 1.9. Массообмен при восстановлении куска руды | 89 |
| Глава 2. | |
| Теплофизические основы тепловых режимов технологий подготовки железорудного сырья..... | 95 |
| 2.1. Теплофизические основы тепловых режимов технологии производства агломерата | 97 |
| 2.1.1. Технология производства железорудного агломерата и его основные характеристики | 97 |

| | |
|---|-----|
| 2.1.2. Основные процессы, протекающие в технологии производства агломерата | 107 |
| 2.1.3. Закономерности тепломассообменных процессов технологии производства агломерата | 125 |
| 2.1.4. Теплофизика процессов основных зон по высоте агломерационного слоя | 142 |
| 2.1.5. Пути совершенствования технологии агломерационного производства | 156 |
| 2.2. Теплофизические основы технологии производства железорудных окатышей | 179 |
| 2.2.1. Технология производства железорудных окатышей и их основные характеристики | 181 |
| 2.2.2. Закономерности тепломассообменных процессов технологии производства окатышей | 191 |
| 2.2.3. Сушка окатышей | 209 |
| 2.2.4. Теплофизика процессов нагрева, обжига, рекуперации и охлаждения слоя окатышей | 227 |
| 2.2.5. Пути совершенствования технологии производства окатышей | 248 |

Глава 3.

Закономерности тепло- и массообмена в современной

| | |
|---|------------|
| доменной плавке | 266 |
| 3.1. Основы теории теплообмена в доменной печи | 267 |
| 3.2. Развитие схемы теплообмена в доменной печи | 272 |
| 3.3. Современные представления о схеме теплообмена в доменной печи | 278 |
| 3.4. Особенности теплообмена в орошаемой расплавом зоне доменной печи | 283 |
| 3.5. Влияние воздействий на температурное поле доменной печи | 289 |
| 3.6. Принципы работы доменных печей на комбинированном дутье | 296 |
| 3.6.1. Характеристики углеводородных добавок | 300 |
| 3.6.2. Работа доменных печей на комбинированном дутье | 302 |
| 3.7. Совместное развитие процессов тепло- и массообмена | 304 |
| 3.8. Особенности переходных процессов в доменной печи | 308 |

| | |
|---|------------|
| Глава 4. | |
| Использование закономерностей теплообмена для управления доменной плавкой | 323 |
| 4.1. Подходы к математическому моделированию доменного процесса | 324 |
| 4.2. Подсистема теплового состояния доменной печи | 332 |
| 4.3. Подсистема дутьевого и газодинамического режимов доменной плавки | 340 |
| 4.4. Подсистема шлакового режима | 350 |
| 4.5. Интегрированный пакет прикладных программ АРМ инженерно-технологического персонала доменного цеха | 358 |
| Глава 5. | |
| Теплофизические закономерности процессов в шахтных печах ваграночного типа (на примере чугунолитейных вагранок)..... | 380 |
| 5.1. Металлургические основы плавки чугуна в вагранках..... | 383 |
| 5.2. Физико-химические и теплообменные процессы в вагранке | 393 |
| 5.3. Особенности движения материалов и газов в вагранке | 403 |
| 5.4. Пути совершенствования технологии ваграночной плавки чугуна..... | 420 |
| 5.5. Перспективы использования шахтных печей ваграночного типа для получения литейных чугунов | 451 |
| Библиографический список | 455 |

Условные обозначения

- $V_{\text{л}}$ — влажность — $V_{\text{л}} = [M_{\text{вл}} / (M_{\text{вл}} + M_{\text{мат}})] \cdot 100$, где $M_{\text{вл}}$ — масса влаги, $M_{\text{мат}}$ — масса материала, %;
- $V_{\text{г}}$ — влагосодержание газа, кг H_2O /кг газа;
- $V_{\text{д}}$ — влагосодержание дутья, кг H_2O /кг воздуха;
- $V_{\text{л. ш. о}}$ — начальное увлажнение слоя, %;
- $V_{\text{л. ш. п}}$ — переувлажнение слоя окатышей, %
- $\Delta V_{\text{л. ш. оп}}$ — опасное переувлажнение, %;
- $V_{\text{ш}}$ — влагосодержание материала (шихты) — отношение массы воды к сухой массе шихты, кг/кг;
- a — коэффициент температуропроводности, $\text{м}^2/\text{с}$, $\text{м}^2/\text{ч}$;
- $c_{\text{г}}$ — удельная (массовая) теплоемкость газа, $\text{Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$, или удельная (объемная) теплоемкость газа, $\text{Дж}/(\text{м}^3 \cdot \text{К})$;
- $c_{\text{м}}$ — удельная (массовая) теплоемкость материала, $\text{Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$;
- $d_{\text{э}}$ — эквивалентный диаметр частицы, м;
- f — удельная поверхность частиц слоя, $\text{м}^2/\text{м}^3$, $f = 6(1 - \varepsilon)/(d_{\text{э}}\phi)$;
- $F_{\text{м}}$ — удельная поверхность частиц материала слоя, $\text{м}^2/\text{м}^3$;
- $F_{\text{т}}$ — удельная поверхность частиц топлива, $\text{м}^2/\text{м}^3$;
- $g_{\text{св}}$ — выход свободной влаги, $\text{кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{мин})$;
- $g_{\text{м}}$ — масса частицы, кг;
- $G_{\text{об}}$ — производительность обжиговой машины по обожженным окатышам, т/ч;
- H_0 — высота слоя, м;
- $I_0(\dots)$ — функция Бесселя первого рода нулевого порядка мнимого аргумента;
- k — коэффициент формы частицы (1 — для пластины; 2 — для цилиндра и 3 — для шара);
- $k_{\text{в}}$ — суммарный объемный коэффициент теплопередачи, $\text{Вт}/(\text{м}^3 \cdot \text{К})$;

| | |
|-----------------------|--|
| K_n — | коэффициентом неравномерности поля скоростей газа в слое; |
| L_T — | длина участка ввода газа, м; |
| m — | отношение теплоемкостей потоков материала и газов, $m = W_m/W_g$; |
| m' — | коэффициент термической массивности частицы, $m' = 1 + Bi/(k + 2)$; |
| m_3 — | основность агломерата и окатышей, доли, $m_3 = (CaO + MgO)/SiO_2$; CaO, MgO, SiO_2 — оксиды кальция, магния, кремния, %; |
| M' — | коэффициент, зависящий от процентного содержания мелочи в шихте. При 20 % содержании мелочи (частиц размером меньшим 5—10 мм) $M' \approx 0,5$; при большем содержании $M' \approx 0,3$; |
| q — | плотность теплового потока, Вт/м ² ; |
| r — | собственное число задачи; |
| S — | площадь поперечного сечения слоя, м ² ; |
| T и t — | температура газа и материала (частицы), °C; |
| t_0 — | начальная температура материала, °C; |
| $t_{\text{мас}}$ — | температура частицы, средняя по массе, °C; |
| $t_{\text{пов.м}}$ — | температура поверхности частицы (не топлива), °C; |
| $t_{\text{пов.г}}$ — | температура поверхности частицы топлива, °C; |
| $t_{\text{ц}}$ — | температура центра частицы, °C; |
| T' — | температура газа на входе в слой, °C; |
| U — | скорость перемещения фронта горения; |
| $V_{\text{пр}}$ — | скорость продвижения фронта переувлажнения, м/мин; |
| $V_{\text{п.г}}$ — | расход природного газа, м ³ /ч; |
| $V_{\text{уд.п.г}}$ — | удельный расход природного газа, м ³ /т годн. обож. окатыш; |
| w_g — | скорость фильтрации (скорость потока, рассчитанная на пустую шахту, т.е. на все поперечное сечение слоя), м/с; |
| $w_{\text{го}}$ — | скорость фильтрации газа, отнесенная к нормальным условиям, м/с; |
| $w_{\text{л}}$ — | локальная скорость газа в слое, м/с; |
| w_m — | скорость движения частиц в слое, м/с; |
| W_g — | теплоемкость потока газов, Вт/К, $W_g = w_g S c_g$; |
| W_m — | теплоемкость потока материала, Вт/К, $W_m = G_m c_m = w_m S c_m$; |
| x' — | координата кусков, вступивших в теплообмен с газом, м, $x' = x - y \text{ ctg} \varphi$; |

- y — расстояние от места ввода газа в слой, м;
 Y — безразмерная высота для неподвижного слоя шихты, $Y = \alpha_v y / c_{\Gamma} w_{u0} \rho_{\Gamma 0}$;
 Y' — безразмерная высота для поперечно-продуваемого слоя шихты (при перекрестном токе теплоносителей), $Y' = \alpha_v y / c_{\Gamma} w_{\Gamma} \sin \varphi$;
 Y_{Σ} — безразмерная высота с учетом термической массивности частиц, $Y_{\Sigma} = Y / m'$;
 Z — безразмерное время для неподвижного слоя шихты, $Z = \alpha_v \tau / (c_{\Gamma} \rho_{\text{нас}}) = \frac{\alpha_v \tau}{c_{\Gamma} \rho_{\Gamma} (1 - \varepsilon)}$;
 Z' — безразмерное время для поперечно-продуваемого слоя шихты (при перекрестном токе теплоносителей), $Z' = \alpha_v \tau' / (c_{\Gamma} \rho_{\text{нас}}) = \alpha_v x' / (c_{\Gamma} \rho_{\text{нас}} w_{\Gamma}) = Z - \omega Y'$, где $\omega = c_{\Gamma} w_{\Gamma 0} \cos \varphi / c_{\Gamma} \rho_{\text{нас}} \sin \varphi$;
 Z_{Σ} — безразмерное время с учетом термической массивности частиц, $Z_{\Sigma} = Z / m'$;
 α_F — коэффициент теплообмена, Вт/(м²·К);
 α_v — объемный коэффициент теплообмена, Вт/(м³·К);
 ε — порозность слоя, т. е. относительный объем пустот для прохода газа;
 $\varepsilon_{\text{ок}}$ — пористость окатыша, %;
 θ — безразмерная температура газа, $\theta = \frac{T - t_0}{T' - t_0}$;
 λ_{Γ} — коэффициент теплопроводности газов, Вт/(м·К);
 λ_{Γ} — коэффициент теплопроводности вещества частиц, Вт/(м·К);
 ν_{Γ} — коэффициент кинематической вязкости газа, м²/с;
 ϑ — безразмерная температура материала, $\vartheta = \frac{t - t_0}{T' - t_0}$;
 ρ_{Γ} — плотность газа, кг/м³;
 ρ_{Γ} — плотность материала, кг/м³;
 $\rho_{\text{нас}}$ — насыпная плотность слоя, состоящего из материала с плотностью ρ_{Γ} , кг/м³, $\rho_{\text{нас}} = \rho_{\Gamma} (1 - \varepsilon)$;
 τ — время, с;
 τ' — время контакта материала с газом на участке от $x = y \tan \varphi$ до $x = y \tan \varphi + L_{\Gamma}$;

- φ, ψ — вспомогательные функции;
 ϕ — коэффициент (фактор) формы, равный для правильных шаров единице, а для частиц промышленных слоев (агломерата, окатышей и т. п.) — в пределах 0,3–0,9;
 ω_m — поверхность куска, м²;
 Bi — число подобия Био для материала, $Bi = \alpha_F d / (2\lambda_m)$;
 Nu_l — локальное число Нуссельта, $Nu_l = \alpha_F d_э / \lambda_r$;
 $Nu_{cl}, Nu_\varepsilon, Nu_{\varepsilon l}$ — число подобия Нуссельта, $Nu_{cl} = \alpha_F d_э / \lambda_r$, $Nu_\varepsilon = (\alpha_F d_э / \lambda_r) \varepsilon / (1 - \varepsilon)$, $Nu_{\varepsilon l} = 2 \cdot \varepsilon \cdot Nu_{cl} / 3 (1 - \varepsilon)$;
 Pr — число подобия Прандтля, $Pr = \nu / a$;
 Re_l — локальное число Рейнольдса, $Re_l = w_l d_э / \nu_r$;
 $Re_{cl}, Re_\varepsilon, Re_{\varepsilon l}$ — число подобия Рейнольдса, $Re_{cl} = w_r d_э / \nu_r$, $Re_\varepsilon = (w_r d_э / \nu_r) / (1 - \varepsilon)$, $Re_{\varepsilon l} = 2 \cdot Re_{cl} / 3 (1 - \varepsilon)$.

Предисловие

Металлургические слоевые печи и агрегаты, работающие в режиме плотного слоя, реализуют металлургические технологии различного назначения, перерабатывая только в России миллионы тонн рудного и нерудного сырья черной и цветной металлургии. В последнее время подобные агрегаты стали широко использовать для нагрева металлического лома и флюсов в производстве стали.

Следует отметить, что, несмотря на значительный парк металлургических печей, ориентированных на переработку кусковых материалов в металлургии, анализу их тепловой работы уделялось недостаточное внимание. Это проявилось в том, что к настоящему времени практически отсутствуют учебники и учебные пособия с материалами по теплофизическим расчетам, проектированию и эксплуатации этих печей, включая сведения об управлении их тепловыми режимами. В связи с этим коллектив авторов кафедры «Теплофизика и информатика в металлургии» Уральского федерального университета проявил инициативу в создании учебного пособия «Теплофизические основы разработки режимов работы металлургических слоевых печей и агрегатов». В пособии обобщены материалы многолетних исследований и достижений уральской научной школы металлургов-теплотехников в этой области знаний.

При написании учебного пособия авторы, обладая опытом педагогической работы по подготовке инженерных и научных кадров для металлургии, четко представляли, что современному специалисту-металлургу необходимы знания основ теории тепло- и массообменных процессов, основ механики движения газов и материалов, основ физической химии, требуемых для решения задач по расчету, проектированию различных слоевых агрегатов, по выбору рациональных конструктивных и режимных параметров печей и теплообменных установок различного технологического назначения. Закономерности те-

пловой работы слоевых металлургических печей и агрегатов, а также теплоэнергетических установок в значительной степени определяются уровнем организации движения теплоносителей в их рабочем пространстве, поэтому без достаточной теоретической подготовки, связанной с пониманием физической сущности происходящих в слоевых металлургических агрегатах процессов движения продуктов горения топлива, тепломассообменных процессов и т. п., невозможно решать задачи проектирования тепловых режимов таких агрегатов, выбора параметров их конструктивных элементов, задачи автоматического управления тепловыми режимами, а также экологические задачи защиты окружающей среды.

Для достижения этих целей в процессе подготовки бакалавров и магистров по направлению «Металлургия» и была включена в качестве базовой в учебный план кафедры «Теплофизика и информатика в металлургии» дисциплина «Теплофизические основы разработки тепловых режимов работы металлургических слоевых печей и агрегатов» как раздел курса «Теплофизические основы конструирования, эксплуатации и автоматизации промышленных печей».

В учебном пособии, с учетом последних достижений науки в области теории теплообмена и механики сплошных сред, излагаются вопросы формирования температурных полей, газо- и гидродинамики, физической химии, ориентированные на анализ тепловой обработки кусковых материалов в плотном слое в технологических процессах металлургии. Основная цель, которую преследовали авторы при его написании, состояла в отборе и методическом представлении материала, раскрывающего физику тепло- и массообменных процессов, движения газов в системах, характерных для современных слоевых металлургических технологий. Базой для этого послужили основные законы теплопередачи и динамики жидкостей и газов в сложных системах.

Отличительной особенностью учебного пособия является более детальная и глубокая проработка вопросов математического описания закономерностей развития тепловых и массообменных процессов, движения теплоносителей в различных условиях, а также методов решения уравнений теплообмена в неподвижном и движущемся слоях кусковых материалов.

Подавляющее большинство теоретических положений сопровождается примерами из приложений к практическим задачам подготовки железорудного сырья, из разработки тепловых режимов шахт-

ных печей большого объема (на примере доменной печи) и шахтных печей малого объема (на примере вагранок), что должно способствовать лучшему пониманию и усвоению различных разделов курса. Своевременным является также включение в учебное пособие материала, раскрывающего возможности применения вычислительной техники для решения инженерных задач и установления особенностей теплообмена и движения газообразных сред с учетом специфики конструкций промышленных агрегатов и систем.

В пособии уделено внимание приближенным методам анализа, столь необходимым при решении инженерных задач, а также примерам, иллюстрирующим основные теоретические положения теории тепломассообмена в плотном слое, физической химии и механики сплошных сред, построенных на использовании знаний, полученных студентами при изучении ими физики, высшей математики, теплофизики, информатики.

Авторы стремились при анализе металлургических технологий тепловой обработки кусковых материалов изложить материал учебного пособия в соответствии с современными представлениями об основных закономерностях обмена энергией в слое, о движении сплошных сред и методах их расчета. В трактовке основных закономерностей использованы достижения в соответствующих областях научных и технических знаний.

В целом по своему содержанию, методике изложения материала, учебное пособие ориентировано на раскрытие принципов математического описания закономерностей теплопередачи, движения теплоносителей в металлургических системах различного назначения. В нем также уделено внимание методам решения и анализа широкого круга задач, связанных с формированием полей температур, скоростей и давления в металлургических и теплоэнергетических агрегатах, работающих в режиме плотного слоя кусковых материалов. Описание закономерностей тепломассообменных процессов и движения потоков жидкости и газа служит теоретической базой для совершенствования тепловых режимов и конструкций слоевых печей и агрегатов в металлургии, а также для снижения энергопотребления и вредных выбросов в окружающую среду.

Пособие соответствует требованиям государственных образовательных стандартов Министерства образования и науки РФ по направлению «Металлургия» (бакалавры и магистры). Пособие «Теплофизиче-

ские основы разработки тепловых режимов работы металлургических слоевых печей и агрегатов» по кругу рассмотренных вопросов, глубине их изложения представляет интерес и для энергетических, и химико-технологических специальностей, связанных с тепловой обработкой кусковых материалов в плотном слое.

Авторы выражают глубокую признательность и искреннюю благодарность коллегам, которые своими советами и вниманием к нашей работе над пособием не только содействовали его написанию, но и способствовали улучшению содержания и качеству представления учебного материала. Их советы были учтены при окончательном редактировании рукописи.

Существенную помощь при подготовке рукописи оказали коллеги, окончившие металлургический факультет в разное время и связавшие свою творческую научную деятельность с кафедрой: д-ра техн. наук Б.А. Боковиков (НПВП «ТОРЭКС»), Ю.А. Фролов, канд. техн. наук И.С. Берсенев, В.В. Брагин, А.А. Солодухин (НПВП «ТОРЭКС»). Каждый из них представлением материалов собственных исследований, советами и замечаниями способствовал обогащению учебного материала.

Авторы также благодарны всем тем, кто участвовал в подготовке рукописи к изданию и в ее обсуждении.

С выходом в свет учебного пособия работа над ним не заканчивается. Авторы будут признательны и благодарны за все замечания по улучшению содержания текста и формы представления материала. Предложения просим присылать по почте: 620002, г. Екатеринбург, ул. Мира, 28, ФГАОУ ВО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б. Н. Ельцина», институт новых материалов и технологий, кафедра «Теплофизика и информатика в металлургии» — или по электронной почте: n. a.spirin@urfu.ru.

Введение

Технический прогресс в черной металлургии обусловлен прежде всего совершенствованием технологий на всех переделах: от добычи сырой руды и формирования вторичных материальных ресурсов до получения изделий в виде проката и продукции других видов. При этом обеспечивается решение следующих основных проблем:

- улучшения энергоэффективности высокотемпературных металлургических технологий;
- снижения ресурсоемкости получаемой продукции;
- повышения качественных характеристик продукции металлургического производства;
- снижения техногенного давления на окружающую природную среду.

Исследовательской базой для выработки соответствующих предложений по интенсификации физико-химических процессов как для существующих, так и для новых металлургических технологий, наряду с улучшением конструкций агрегатов, в которых реализуются эти технологии, являются достижения в различных областях науки — сжигания топлива, тепломассообмена, механики газов и др. Творческая деятельность по совершенствованию металлургических технологий является характерной особенностью развития металлургической отрасли. Причем эта особенность присуща любому звену металлургического комплекса.

Металлургия Российской Федерации, являясь базовой отраслью, должна обеспечить развитие экономики страны, ее важнейших составляющих — машиностроения, химии, энергетики, транспорта, строительства и др. По производству чугуна, стали, меди Россия входит в первую пятерку стран мира. Для сохранения лидирующих позиций России на мировом рынке металлов и удовлетворения потребностей

в металлопродукции на внутреннем рынке в стране приняты документы: «Стратегия развития черной металлургии России на 2014–2020 гг. и на перспективу до 2030 г.» и «Стратегия развития цветной металлургии России на 2014–2020 гг. и на перспективу до 2030 г.». Эти документы определяют сценарии улучшения структуры, технологий, экологической обстановки на металлургических предприятиях России и ориентируют предприятия на повышение энергоэффективности технологий получения металлопродукции высокого качества. Решение этих главных задач обеспечивается целенаправленной деятельностью на всех стадиях металлургического производства.

Для черной металлургии важной является подготовка сырья, которая связана с производством агломерата и окатышей, а также с производством чугуна. Последняя технология достаточно энергоемка, она потребляет 48,6 % различных видов топлива из теплового баланса интегрированного металлургического комбината, что постоянно заставляет снижать энерго- и ресурсоемкость получаемой продукции. Для цветной металлургии, в частности, в технологии получения медного штейна в шахтных печах, показатель энергоемкости остается высоким, что также указывает на наличие резервов по его снижению.

Объединяет технологии получения агломерата и окатышей, выплавку металла в шахтных печах то, что указанные технологии связаны с термической обработкой кусковых материалов, объем которых только в металлургии довольно высок.

По запасам железной руды Россия занимает 3-е место в мире, по производству товарной железной руды (обогащенной и богатой по железу) Россия, добывая около 108 млн т такой руды, занимает 4-е место в мире, уступая Китаю, Бразилии и Австралии. В 2015 г. в России было добыто 295,3 млн т сырой руды, из которой получено 106,9 млн т товарной руды (103,4 млн т концентрата и 3,5 млн т необогащенной богатой руды). Из товарной руды было произведено более 58 млн т агломерата, 39 млн т окатышей и 5,5 млн т металлизированных брикетов и окатышей. Отличительной особенностью используемых и разведанных месторождений железных руд России является низкое содержание в них железа (в среднем 36 %) и для получения 1 т железорудного концентрата приемлемого качества (66 % Fe_{общ}) требуется около 2 т исходного сырья. В дальнейшем планируется осуществить доведение добычи сырой руды до 320 млн т с преимущественным получением металлических концентратов и последующим их окискованием. Об-

щих и подтвержденных запасов железных руд в России (99,4 млрд т) вполне достаточно для производства агломерата, окатышей, брикетов при обеспечении устойчивой работы металлургической отрасли на долгие годы.

На металлургических предприятиях образуется большое количество железосодержащих отходов в виде окалины, сухой пыли, шламов газоочисток и аспирационных установок, выход которых достигает 6,5 % на 1 т стали. Эти отходы также используются в технологиях подготовки железорудного сырья.

В России, которая занимает 5-е место в мире по производству стали, основной задачей металлургической отрасли является повышение конкурентоспособности основных видов ее продукции на основе использования энерго- и ресурсосберегающих технологий при снижении негативного экологического воздействия на окружающую среду. При этом прогнозируется, что к 2020 г. спрос на основные виды металлоизделий возрастет с достижением уровня 390 кг стали на человека. Ожидается, что за счет использования энергоэффективных технологий произойдет снижение общего расхода топлива с уровня 2007 г. до 2020 г. на 14 %, а электроэнергии на 28 % при достижении удельных расходов энергопотребления до 20–25 ГДж/т продукции в результате применения энергосберегающей техники и технологий, также в результате использования более технологических видов топлива.

Современные технологии получения металлов из окисленных руд предполагают обязательную технологию окускования мелкодисперсных компонентов методами спекания и брикетирования. Все возрастающая конкуренция на рынке производства металлов в России и мире между основными производителями непрерывно повышает требования к показателям свойств рудных компонентов шихты. Поэтому технологические процессы и агрегаты подготовки металлургического сырья нуждаются в непрерывном совершенствовании.

В России и за рубежом накоплен значительный опыт использования окускованного металлургического сырья в шихте доменных печей, который позволил установить основные требования к показателям качества агломерата и обожженных окатышей. Для удовлетворения этих требований ведется непрерывная работа по совершенствованию технологий окускования.

Тепловая обработка крупнокусковых материалов со средним диаметром не ниже 25–80 мм может быть достаточно эффективно органи-

зована в шахтных печах ваграночного типа. Благодаря относительно простой возможности обеспечения заданной удельной производительности по конечному продукту (до 100–150 т/м² в сутки), высокой степени использования тепла (до 60–70 %), относительной простоте управления тепловым и газодинамическим режимами, низкому уровню эксплуатационных затрат, слабой зависимости их технико-экономических показателей от вида исходного сырья и пониженным суммарным объемам выбросов, такие агрегаты получили широкое распространение в промышленности. Металлурги России в 2016 г. для удовлетворения потребностей литейного производства выплавляли около 40 % объемов жидкого металла в чугунолитейных вагранках. Эксплуатируемые в настоящее время более 200 вагранок минераловатного производства позволяют получать свыше 90 % общего объема расплава для изготовления теплоизоляционных материалов. В шахтных печах получают более 35 млн т извести. Доля металлов, выплавляемых в шахтных плавильных печах цветной металлургии, превышает 30 %.

Общность указанных выше технологий заключается в том, что они связаны с тепловой обработкой кусковых материалов, осложненной при этом комплексом физико-химических процессов: сушки, обжига, окисления, восстановления, плавления, кристаллизации и др.

Научно обоснованные представления об основных физико-химических процессах, протекающих в технологиях производства железорудного сырья, производства чугуна в доменных печах и вагранках, выплавки шлакового расплава для минераловатного производства в вагранках, послужили базой в создании теории тепло- и массообмена в плотном слое кусковых материалов. В России улучшению показателей этих технологий уделяется постоянное внимание как производителями, так и научными коллективами.

Результаты теоретических и экспериментальных исследований, которые получены для металлургических печей и агрегатов, работающих в режиме плотного слоя кусковых материалов, в вузах (МИСиС, УрФУ, Магнитогорском государственном техническом университете, Сибирском государственном индустриальном университете, Национальной металлургической академии Украины и др.), академических институтах СССР, России, Казахстана, Украины, Белоруссии, научных институтах (ИМет УрО РАН, ОАО «ВНИИМТ», НПВП «ТОРЭКС», Институте черной металлургии им. З. И. Некрасова НАН Украины, ОАО «Уралэнергочермет», ОАО «Уралэнергоцветмет», ОАО «Гипро-

мез» ОАО «Механобр» и др.), позволили разработать ряд эффективных и высокотехнологичных процессов, обеспечивающих успешное решение основных проблем улучшения качества получаемых продуктов при минимальных энергетических затратах и ограниченном воздействии на окружающую среду.

Современная теория и практика работы металлургических слоевых печей и агрегатов основываются на работах уральской научной школы металлургов-теплотехников, созданной профессором Б. И. Китаевым. Его коллегами и учениками: Н. М. Бабушкиным, Б. А. Боковиковым, С. Г. Братчиковым, Я. М. Гордоном, А. Н. Дмитриевым, Г. М. Дружининым, С. А. Загайновым, Л. А. Зайнуллиным, В. И. Коротичем, Г. М. Майзелем, В. И. Мойкиным, Ю. Н. Овчинниковым, Н. А. Спириным, В. Н. Тимофеевым, Ю. А. Фроловым, С. В. Шавриным, В. С. Швыдким, Ф. Р. Шкляр, Ю. Г. Ярошенко — разработаны теоретические основы создания новых технологий и элементов оборудования, реализуемых в режиме плотного слоя. При этом были широко использованы многочисленные экспериментальные данные, всесторонний опыт эксплуатации шахтных печей, накопленный за последние десятилетия.

Расширение сортамента металлопродукции и существенное повышение ее качества, а также удовлетворение более жестких норм по охране окружающей среды напрямую связаны как с совершенствованием действующих металлургических технологий за счет реконструкции оборудования, оптимизации условий протекания технологических процессов, так и с разработкой и внедрением принципиально новых металлургических технологий. И то и другое направление модернизации технологий способно обеспечить решение проблем ресурсосбережения и энергоэффективности. Часто, из-за ограниченности финансовых ресурсов, проекты первого направления ориентированы на максимальное использование действующего оборудования, его реконструкцию, экономическая эффективность которой по сравнению с эффективностью новых технологий значительно ниже. Поэтому предпочтение следует отдавать второму направлению, проекты которого, как правило, используют современные достижения научно-технического прогресса и не отягощены наличием устаревшего оборудования. Независимо от направления модернизации технологий, особое внимание следует уделять переработке и утилизации твердых отходов металлургического производства, очистке газообразных выбросов, утилизации вторичных тепловых ресурсов.

В представленном учебном пособии содержатся материалы, отражающие, по мнению авторов, наиболее эффективные направления совершенствования металлургических технологий или их элементов, связанных с тепловой обработкой кусковых материалов. Их внедрение в отечественную металлургию способно привести к значительным экономическим эффектам по ресурсо- и энергосбережению, что, в конечном итоге, скажется и на снижении техногенного давления на окружающую природную среду. Общий эколого-экономический эффект после внедрении энергоэффективных мероприятий проявится в повышении качества металлопродукции и уровня конкурентоспособности на внешнем и внутренних рынках сбыта.

Глава 1.

Тепло- и массообмен и газодинамика в агрегатах с плотным слоем и в шахтных печах

Процессы тепло- и массообмена в настоящее время широко используются в металлургии, энергетике, промышленности строительных материалов и других промышленных отраслях.

Подвергаемый тепловой обработке слой кусковых материалов, в зависимости от скорости движения частиц, подразделяют на плотный и псевдоожиженный. Плотный слой может быть неподвижным и движущимся. Общим для этих видов является то, что, при нагреве или охлаждении плотного слоя, частицы слоя не теряют контакта между собой.

Различие же между ними существует. Так в неподвижном плотном слое, расположенном в камере, агрегате, частицы слоя остаются неподвижными по отношению к стенкам, а также к сечениям входа и выхода газа. В движущемся плотном слое частицы, составляющие слой, движутся в печи, агрегате в одном направлении.

Движущиеся слои, в зависимости от соотношения направления векторов скоростей частиц и потока газа, можно классифицировать, выделяя слои:

- перекрестного тока движения теплоносителей, когда векторы скоростей перемещения частиц и потока газа направлены под некоторым углом φ ($0 < \varphi < 180^\circ$). В металлургии наиболее часто встречается перекрестный ток при $\varphi = 90^\circ$ (аглопроцесс, обжиг окатышей на конвейерных машинах и др.);
- прямоточного движения теплоносителей, для которого $\varphi = 0^\circ$, хотя различия в скоростях теплоносителей могут быть существенными. Такой слой обычно используется как первая ступень теплообменников при погашении высокого температурного потенциала греющих газов;

- противоточного движения теплоносителей, для которого $\varphi = 180^\circ$. Принципы противоточного слоя реализованы во всех шахтных печах: доменных, для обжига рудных (сидериты) и нерудных (известняк) материалов, вагранках и др.

Различия в скоростях, а также в направлении движения частиц в слое служат определяющими характеристиками при рассмотрении задач тепло- и массообмена. Действительно, для неподвижного слоя термически тонких частиц, продуваемых газом, температура какой-либо частицы определяется по расстоянию от места ввода потока газа в слой, а также по времени тепловой обработки слоя, т. е. зависит от двух переменных. Для движущегося прямоточного или противоточного слоя, после установления стационарного теплового состояния слоя, температура любой частицы будет определяться только по времени пребывания ее в слое τ или расстоянию от места загрузки частиц u , т. к. эти параметры жестко связаны между собой соотношением $u = w_m \tau$, где w_m — скорость движения частиц в слое.

Помимо плотного слоя в технике нашел применение и псевдоожиженный слой, который характеризуется специфическим состоянием двухфазной системы «мелкозернистый материал — оживающая среда». Он формируется в результате беспорядочного перемешивания частиц материала в определенном объеме, которые, в зависимости от скорости газа (жидкости), могут оставаться в камере (кипящий слой) или уноситься потоком оживающей среды за пределы камеры (пневмо- и гидротранспорт). В металлургии псевдоожиженный слой не нашел широкого применения. Он, в частности, используется для транспорта пылеугольного топлива к доменным печам, в технологиях сушки и отжига мелкодисперсных материалов, в редких случаях для нагрева стальных заготовок под ковку и штамповку, а также готовых стальных изделий под термическую обработку.

1.1. Классификация тепловых сред и слоевых металлургических печей и агрегатов

Для тепловой обработки кусковых материалов, в металлургии наибольшее распространение получили:

- конвейерные машины для спекания и обжига рудного сырья;

- шахтные печи для обжига рудных и нерудных материалов;
- шахтные печи для переработки руд черных и цветных металлов в различные сплавы;
- шахтные печи для переплава соответствующего сырья в литейный чугун;
- шахтные печи для выплавки шлака в технологиях получения минераловатных изделий.

До последнего времени шахтные печи обычно классифицировались по назначению. Такая классификация скрывала, с одной стороны, общность теплофизических процессов, а с другой — индивидуальность технологий, которые в них реализованы. Попытки классификации слоевых агрегатов предпринимались и ранее, но они носили лишь частный характер.

Агрегаты спекания и обжига, шахтные печи по классификации, предложенной М. А. Глинковым, работают в тепловом режиме плотного (фильтрационного) слоя. В созданной М. А. Глинковым и получившей мировое признание общей теории тепловой работы печей отсутствует детальная классификация по теплотехническим признакам слоевых печей и агрегатов.

Идеология общей теории печей позволяет развить классификацию печей на слоевые печи и агрегаты, используя для этого признаки классификации общей теории печей и специфические особенности теплофизических процессов в плотном слое.

Классификация слоевых печей и агрегатов для тепловой обработки кусковых материалов в плотном слое построена на базе определяющих признаков теплофизических процессов. К ним относятся:

- типовые режимы группы печей и агрегатов;
- условия движения газа-теплоносителя;
- условия движения слоя материалов;
- типовой режим тепловой работы слоя;
- вид конвективного режима теплообмена;
- виды теплогенерации;
- характеристика печной атмосферы;
- источники тепловой энергии;
- соотношение векторов скоростей движения газа и материала;
- слоевые печи и агрегаты.

Первый признак представляет собой (по М. А. Глинкову) совокупность процессов генерации тепла, тепло- и массообмена и механики

сред, обеспечивающих возникновение и распределение тепла в зоне технологического процесса. По этому признаку все промышленные печи, в том числе и металлургические слоевые печи и агрегаты, подразделяются на теплообменники и теплогенераторы. В теплообменниках (рис. 1.1) зона генерации тепла организована за пределами технологической зоны, в теплогенераторах (рис. 1.2) обе зоны совмещены. Следует отметить некоторую условность такого разделения. В действительности встречаются такие технологии, реализуемые в соответствующих агрегатах, в которых зона генерации тепла в незначительной степени совмещается с зоной технологического процесса. Такой режим получил название смешанного, и, в соответствии с классификацией М. А. Глинкова, он включен в типовой режим группы печей и агрегатов, относящихся к теплообменникам.

Следующие три признака использованы для оценки условий движения газа и кусковых материалов. Они отражают постоянную или периодическую подачу газообразного теплоносителя в слой, характеристику слоя — движущийся или неподвижный, а также указывают на соотношения векторов движения теплоносителя и материалов — противоток, прямоток или перекрестный ток.

В условиях работы металлургических слоевых печей и агрегатов встречаются только два типовых режима тепловой работы слоя — конвективный и массообменный. Доля радиационного режима из-за размера каналов межкусового пространства относительно невелика, и ею обычно при тепловой обработке плотного слоя пренебрегают.

В технологиях тепловой обработки плотного слоя применяют топливный и автогенный виды генерации тепла, необходимого для осуществления технологических процессов — нагрева материалов, осуществления физико-химических процессов при учете компенсации всех тепловых потерь. В качестве источников тепловой энергии обычно используют металлургический кокс, природный и технологические газы, рудные компоненты.

В классификации слоевых печей и агрегатов особенности протекания физико-химических процессов оцениваются по характеристикам печной атмосферы — восстановительной, окислительной и нейтральной.

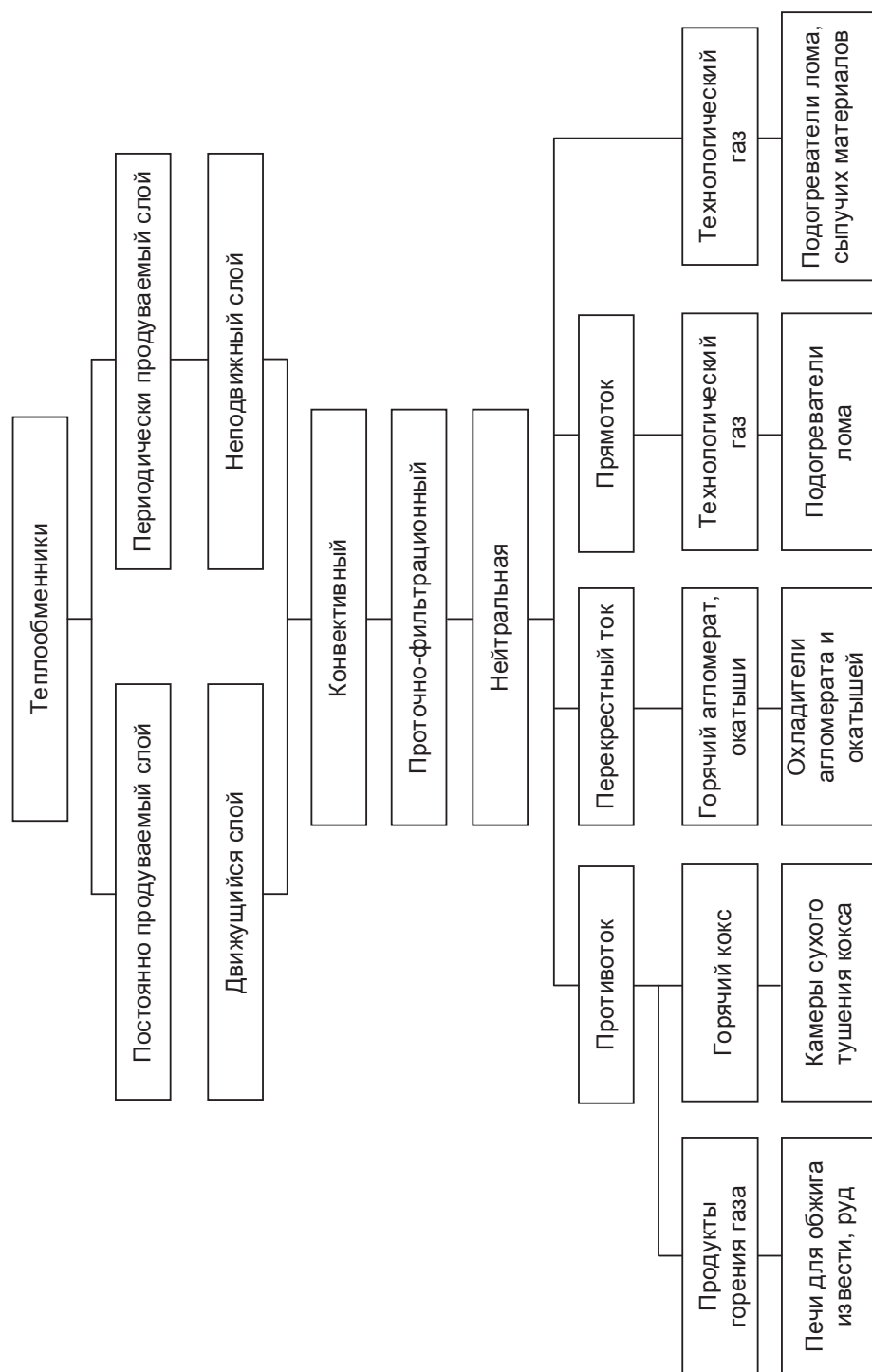


Рис. 1.1. Классификация металлургических агрегатов для тепловой обработки кусковых материалов в плотном слое (теплообменников)

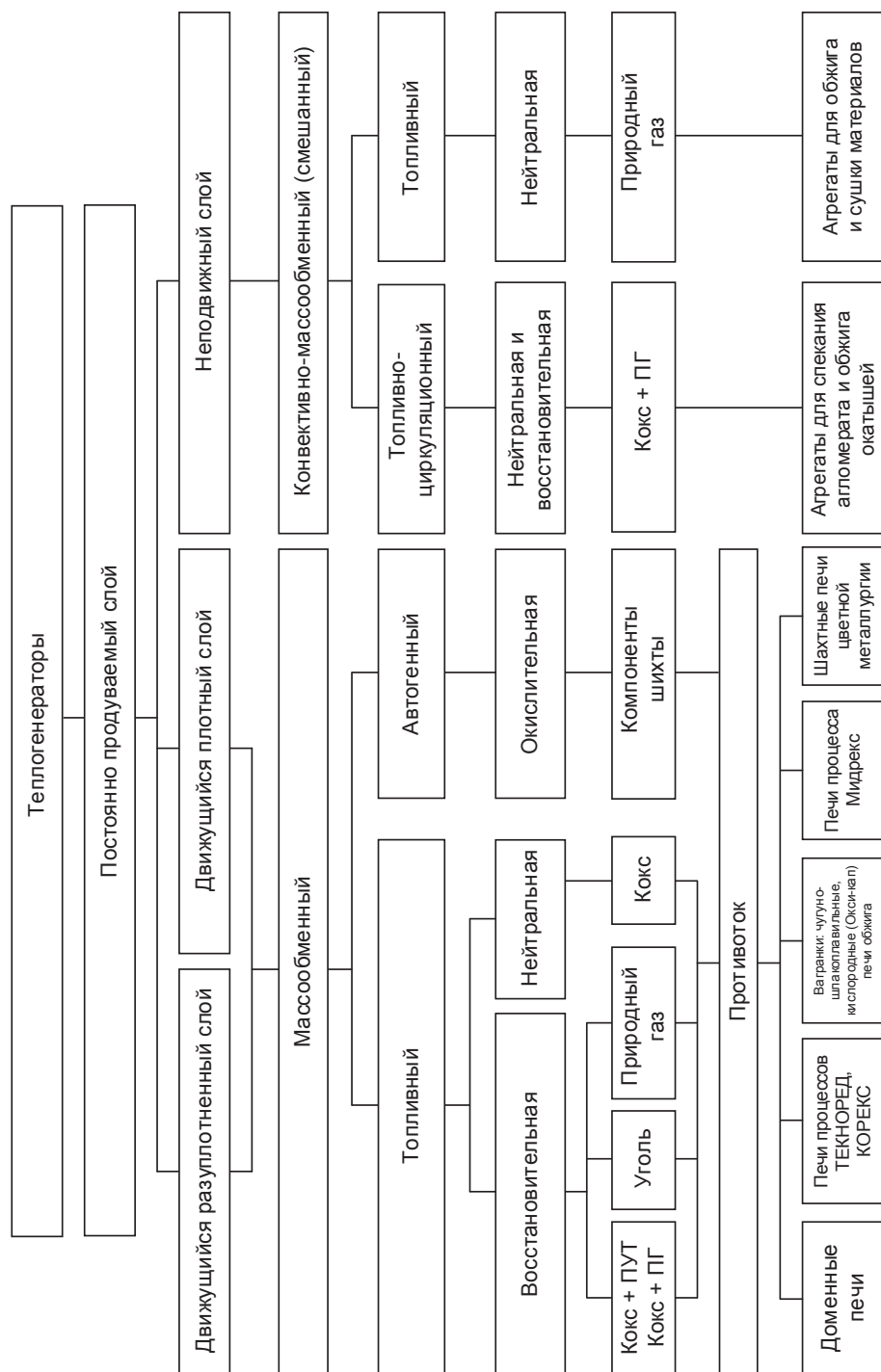


Рис. 1.2. Классификация металлургических печей и агрегатов для тепловой обработки кусковых материалов в плотном слое (теплогенераторов)

Последний признак определяет классификацию металлургических слоевых печей и агрегатов по назначению. Классификация металлургических слоевых печей и агрегатов, представленная на рис. 1.1 (теплообменники) и рис. 1.2 (теплогенераторы), базируется на установленных особенностях их тепловой работы. Сумма признаков, характеризующих отдельную печь или агрегат, является по существу «фотографией» той или иной технологии, которая реализована в соответствующей печи или агрегате. Классификация позволяет получить представления об основных процессах, протекающих в слоевых печах и агрегатах, что облегчит в случае необходимости более глубокое их изучение.

1.2. Общие сведения о теплообмене в слое частиц

Анализ физических особенностей теплообмена в слое показывает, что влияние соседних твердых частиц и точек их соприкосновения проявляется в раннем переходе движения газовой фазы в турбулентный режим течения. Можно предположить, что этот переход охватывает часть свободно омываемой поверхности частиц, но не затрагивает газовую прослойку, непосредственно примыкающую к местам контакта и образующую застойную зону. По данным экспериментов коэффициент теплоотдачи в широком диапазоне числа подобия Рейнольдса (Re), характеризующего режим течения, очень сильно изменяется в зависимости от поверхности частиц продуваемого неподвижного слоя: он резко уменьшается в местах контакта частиц и увеличивается в свободно продуваемых местах.

При оценке конвективного теплообмена в плотном слое частиц, следует иметь в виду, что само это понятие в некоторой степени условно. В целом теплообмен в таком слое представляет собой сложное явление, которое определяется многими факторами. Главные из них следующие:

- температура на поверхности кускового материала слоя зависит не только от передачи теплоты от газа к куску (внешний теплообмен), но и от отвода теплоты внутрь него (внутренний теплообмен);
- внешний теплообмен в шахтных печах и слоевых установках включает перенос теплоты от газа к поверхности куска излуче-

нием и конвекцией, а также теплопроводностью от куска к куску через места контактов;

- внутренний теплообмен определяется размером и формой куска, его теплопроводностью и интенсивностью развития тепловых явлений на его поверхности.

Не все из указанных факторов действуют на развитие теплообменных процессов в слое с одинаковой силой. В некоторых случаях возможно исключение одного или нескольких факторов, что значительно облегчает решение задач. Так, например, для кусков правильной сферической формы можно пренебречь теплопроводностью между кусками, поскольку при точечном контакте между ними теплота этим способом практически не передается. Подобный слой принято считать идеальным. В реальном слое, часть кусков соприкасается со значительной частью поверхности и между ними происходит теплообмен теплопроводностью. Количественная характеристика этого явления может быть найдена экспериментально.

Внешний теплообмен в слое, как уже отмечалось, осуществляется излучением от газа к поверхности частицы и от одного куска слоя к другому, а также конвекцией. Однако роль излучения газа при нагреве плотного слоя невелика вследствие небольшого размера каналов между кусками и невысоких концентраций излучающих газов. Экспериментальные и расчетные данные показывают, что процессы излучения от куска к куску следует учитывать при температурах, заметно превышающих 500 °С. При более низких температурах теплообмен определяется преимущественно конвекцией, интенсивность которой значительна из-за сильной турбулентности газового потока в межкусковых каналах в результате непрерывного изменения их формы и размеров.

При выборе расчетных соотношений для определения коэффициентов конвективного теплообмена в слоях различной структуры следует учитывать следующее. Во-первых, все эти соотношения получены обработкой экспериментальных данных, и, следовательно, результирующий показатель интенсивности теплопереноса, фигурирующий в них, опосредованно включает в себя все три вида теплопередачи, хотя и называется коэффициентом конвективного теплообмена. Во-вторых, исследований по изучению закономерностей теплообмена в слое проведено много; соответственно много и рекомендуемых расчетных соотношений для коэффициентов теплообмена. Поэтому ниже приведены лишь те из них, надежность которых подтверждена

многолетней практикой и которые позволяют четко выделить особенности той или иной структуры слоя. И, наконец, в ряде случаев бывает удобнее оценивать интенсивность теплопереноса не на единицу поверхности частиц слоя, а на единицу объема слоя, т. е. ввести объемный коэффициент теплообмена α_v по соотношению

$$\alpha_v = \alpha_F f,$$

где f — удельная поверхность частиц слоя, $\text{м}^2/\text{м}^3$, $f = 6(1 - \varepsilon)/(d_3\phi)$.

Здесь ε — порозность слоя, т. е. относительный объем пустот для прохода газа; d_3 — эквивалентный диаметр частицы, м; ϕ — коэффициент (фактор) формы, равный для правильных шаров единице, а для частиц промышленных слоев (агломерата, окатышей и т. п.) изменяющийся в пределах 0,3–0,9.

Характерной особенностью неподвижного продуваемого слоя или поперечно-продуваемого слоя является постоянство структуры слоя частиц. Поскольку частицы в таких слоях неподвижны друг относительно друга, то доля пустот в них (порозность слоя ε) определяется исключительно способом укладки (загрузки) слоя. В свою очередь, при естественной загрузке частиц на ленту или в аглочашу, укладка частиц изменяется от ромбической с порозностью $\varepsilon = 0,2596$ до кубической, имеющей минимальную плотность с порозностью $\varepsilon = 0,476$. Считают, что среднестатистическое значение ε для слоев этого типа составляет 0,45.

При расчетах теплообмена в неподвижном или поперечно-продуваемом слое рекомендуется использовать формулы В. Н. Тимофеева, которые позволяют вычислить средний для всего слоя коэффициент теплоотдачи:

$$\text{Nu}_{\text{сл}} = 0,106 \cdot \text{Re}_{\text{сл}} \text{ при } 20 < \text{Re}_{\text{сл}} \leq 200,$$

$$\text{Nu}_{\text{сл}} = 0,61 \cdot \text{Re}_{\text{сл}}^{0,67} \text{ при } \text{Re}_{\text{сл}} > 200.$$

В этих выражениях критерий Нуссельта $\text{Nu}_{\text{сл}} = \alpha_F d_3 / \lambda_g$, где λ_g — коэффициент теплопроводности газов, $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$; критерий Рейнольдса $\text{Re}_{\text{сл}} = w_g d_3 / \nu_g$, где w — скорость фильтрации (скорость потока, рассчитанная на пустую шахту, т. е. на все поперечное сечение слоя), $\text{м}/\text{с}$; ν_g — коэффициент кинематической вязкости газа, $\text{м}^2/\text{с}$.

Формулы В. Н. Тимофеева дают хорошие результаты для термически тонких частиц правильной сферической или близкой к ней фор-

мы (в таких частицах нет перепада температур по сечению), а также они не учитывают порозность слоя. Влияние ε на интенсивность теплопереноса от газа к поверхности частиц слоя можно выявить из формулы Р. Ешара

$$\text{Nu}_s = 2\varepsilon/(1-\varepsilon) + \text{Re}_s^{0,5} + 0,005\text{Re}_s, \quad (1.1)$$

где $\text{Nu}_s = (\alpha_F d_s / \lambda_T) \varepsilon / (1-\varepsilon)$; $\text{Re}_s = (w d_s / \nu_T) / (1-\varepsilon)$.

Формула (1.1) справедлива для однородного по размерам частиц слоя для газов при $100 \leq \text{Re}_{\text{сл}} \leq 4000$. Число Рейнольдса рассчитывается по скорости фильтрации; теплофизические свойства определяются при средней температуре системы.

Для полидисперсного неподвижного слоя, включающего частицы фракций d_1, d_2, \dots, d_n , формула Р. Ешара принимает вид

$$\text{Nu}_s = [2\varepsilon_{\text{см}}/(1-\varepsilon_{\text{см}})] f(V_n/V, d_1/d_n) + \text{Re}_s^{0,5} + 0,005\text{Re}_s,$$

где $\varepsilon_{\text{см}}$ — порозность смеси частиц (слоя в среднем);

V_i и V — объем фракции и слоя в целом,

$$f(V_n/V, d_1/d_n) = [V_1/V + (V_2/V)(d_1/d_2)^2 + \dots + (V_n/V)(d_1/d_n)^2] / [V_1/V + (V_2/V)d_1/d_2 + \dots + (V_n/V)d_1/d_n],$$

а эквивалентный диаметр частиц слоя, входящий в числа Re_s и Nu_s ,

$$d_s = [V_1/(Vd_1) + V_2/(Vd_2) + \dots]^{-1}.$$

Весьма обширную информацию о зависимости среднего для неподвижного слоя коэффициента теплообмена от скорости фильтрации и структуры слоя дают формулы, полученные М. Э. Аэровым и О. М. Тодесом на основе обобщения многочисленных экспериментальных данных:

при $0,1 \leq \text{Re}_{s1} \leq 2$ и $0,6 \leq \text{Pr} \leq 10$

$$\text{Nu}_{s1} = 0,515\text{Re}_{s1}^{0,85}\text{Pr}^{0,33}, \quad (1.2)$$

при $2 \leq \text{Re}_{s1} \leq 30$ и $0,6 \leq \text{Pr} \leq 10$

$$\text{Nu}_{s1} = 0,725\text{Re}_{s1}^{0,47}\text{Pr}^{0,33}, \quad (1.3)$$

при $30 \leq \text{Re}_{s1} \leq 5 \cdot 10^5$ и $0,6 \leq \text{Pr} \leq 6 \cdot 10^4$

$$\text{Nu}_{s1} = 0,395\text{Re}_{s1}^{0,64}\text{Pr}^{0,33}, \quad (1.4)$$

$$\text{где } Re_{\text{эл}} = \frac{2}{3(1-\varepsilon)} Re_{\text{сл}}, \quad Nu_{\text{эл}} = \frac{2\varepsilon}{3(1-\varepsilon)} Nu_{\text{сл}};$$

Pr — число подобия Прандтля, $Pr = \nu/a$. Здесь a — коэффициент температуропроводности, $\text{м}^2/\text{с}$.

Формулы (1.2)–(1.4) справедливы при любой форме частиц.

Для движущегося слоя кусковых материалов положение существенно усложняется, т. к. структура слоя непрерывно изменяется во времени и в пространстве агрегата. Китаев Б. И. предложил вычислять коэффициент теплоотдачи в единице объема слоя, $\text{Вт}/(\text{м}^3 \cdot \text{К})$, по соотношению

$$\alpha_v = 186 w_0^{0,9} T^{0,3} M' / d_s^{0,75}.$$

В этой формуле w_0 — скорость фильтрации газа при 0°C , $\text{м}/\text{с}$; M' — коэффициент, зависящий от процентного содержания мелочи в шихте. При 20 %-ном содержании мелочи (частиц размером меньше 5 мм) $M' \approx 0,5$; при большем ее содержании можно принять $M' \approx 0,3$. Более точно связь между содержанием мелочи и M' устанавливается экспериментально.

Неопределенность выбора коэффициента M' послужила стимулом для отыскания зависимостей $Nu_{\text{сл}} = f(Re_{\text{сл}})$ по результатам исследований, выполненных непосредственно на действующих агрегатах. При этом оказалось, что практически во всех работах показатель степени Re в обобщенных уравнениях превышает единицу. Типичным примером является формула, полученная В. С. Швыдким после обработки результатов измерений температур в шахте при выдувке доменной печи,

$$Nu_{\text{сл}} = 0,7 \cdot 10^{-3} Re_{\text{сл}}^{1,54} Pr^{-0,88}.$$

Широкий разброс показателей степени Re (1,05–1,65) свидетельствует о том, что средний коэффициент теплоотдачи для движущегося слоя и вид зависимости $Nu_{\text{сл}} = f(Re_{\text{сл}})$ определяются еще одним фактором, который не учитывался до последнего времени. Экспериментальные и теоретические исследования показали, что специфика теплообмена в агрегатах с движущимся слоем определяется степенью неравномерности газораспределения в слое, которая может быть количественно оценена по коэффициенту неравномерности K_n , показывающему, во сколько раз коэффициенты теплоотдачи для данного поля скоростей газа в слое отличаются от таковых при равномерном потоке теплоносителя. Для установок разных типов $K_n = 0,1 \dots 0,6$.

Таким образом, строгое решение задачи теплообмена в слое при неравномерном газораспределении может быть выполнено лишь на основе достоверной информации о поле скоростей газа в агрегате. При этом, для определения локальных коэффициентов теплоотдачи $\alpha_{Fл}$ (значений α_F в данной точке) в условиях противотока и неподвижного слоя, может быть рекомендована формула В. Б. Щербатского

$$Nu_{\text{л}} = [0,31 - 0,3 \exp(-0,0076 Re_{\text{л}})] Re_{\text{л}}^{n + 0,66 \exp(-0,0175 Re)},$$

в которой в качестве определяющих параметров при расчете локальных чисел подобия $Nu_{\text{л}}$ и $Re_{\text{л}}$ приняты эквивалентный диаметр куска и локальная скорость газа в слое. Для шероховатых частиц неправильной формы $n = 0,67$, а для слоя шарообразных частиц $n = 0,625$.

Все указанные выше формулы характеризуют конвективный теплообмен в слое термически тонких частиц. В тех случаях, когда на результирующую интенсивность теплопереноса заметно влияет внутренний теплообмен, следует использовать суммарный коэффициент теплопередачи k_v , определяемый по формуле

$$k_v = \{\alpha_v^{-1} + d_s^2/[A(1-\varepsilon)\lambda_m]\}^{-1},$$

в которой числовой коэффициент $A = 60$ для частиц сферической формы и 75 для кусков произвольной формы; λ_m — коэффициент теплопроводности вещества частиц.

1.3. Закономерности теплообмена в неподвижном продуваемом слое

Нагрев кусковых материалов в плотном неподвижном слое обычно встречается при агломерации руд и обжиге окатышей, при охлаждении агломерата и окатышей, а также при подогреве сыпучих шихтовых материалов перед загрузкой их в плавильные печи и т. п.

Закономерности формирования температурных полей в неподвижном слое термически тонких частиц, в которых отсутствует перепад температур по сечению частицы, при его нагреве или охлаждении могут быть установлены из анализа теплообмена в слое (рис. 1.3) с порозностью ε и поперечным сечением 1 м^2 . Для этого следует выделить элементарный слой толщиной dy на расстоянии y от места ввода

газа в слой. Через данный элемент слоя, состоящий из частиц бесконечно большой теплопроводности, газ за время $d\tau$ проходит со скоростью на свободное сечение (скоростью фильтрации) w_f . На долю газа в 1 м^3 такого слоя приходится ϵ кубических метров, а на долю частиц — $(1 - \epsilon)$ кубических метров.

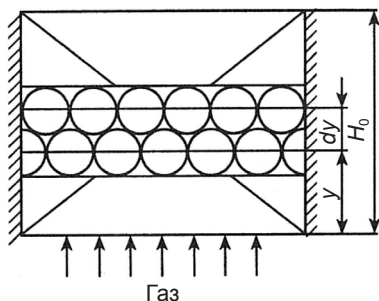


Рис. 1.3. Иллюстрация к решению задачи о прогреве неподвижного слоя

При рассмотрении процессов теплообмена в плотном слое кусковых материалов, для получения решения обычно прибегают к упрощениям, которые в ряде случаев хорошо согласуются с опытом:

- слой частиц однороден по своему фракционному составу;
- тепловой поток от газа к частицам в любой точке объема пропорционален разности температур газа и поверхности частиц, т. е. определяется по закону Ньютона;
- коэффициент теплоотдачи от газа к частицам одинаков не только для всех точек поверхности частиц, но и по всей высоте и сечению слоя;
- теплофизические свойства частиц слоя и газа не зависят от температуры (принимают их средние значения);
- передача теплоты в газе и в слое от частицы к частице теплопроводностью отсутствует;
- изменения в объеме газа и в слое, связанные с изменениями температуры, невелики, что позволяет ими пренебречь;
- поток газа равномерно распределен по поперечному сечению слоя (шихты) и расход его во времени неизменен;
- стенки аппарата, шахты, где размещается слой, непроницаемы для газа и идеально теплоизолированы, т. е. потери теплоты отсутствуют.

При указанных допущениях удастся описать процессы теплообмена в слое с помощью простых аналитических зависимостей.

Для задачи о прогреве неподвижного слоя, полное изменение энтальпии газа в элементарном слое за бесконечно малый промежуток времени будет определяться изменением ее в направлении потока газа и во времени

$$d^2Q = c_{\Gamma} \rho_{\Gamma} \varepsilon \frac{dT}{d\tau} dy d\tau = c_{\Gamma} \rho_{\Gamma} \varepsilon \left(\frac{\partial T}{\partial \tau} + v_{\Gamma} \frac{\partial T}{\partial y} \right) dy d\tau = c_{\Gamma} \rho_{\Gamma} \left(\varepsilon \frac{\partial T}{\partial \tau} + w_{\Gamma} \frac{\partial T}{\partial y} \right) dy d\tau, \quad (1.5)$$

где c_{Γ} — удельная (массовая) теплоемкость газа, Дж/(кг·К);

ρ_{Γ} — плотность газа, кг/м³;

v_{Γ} — скорость газа в пространстве между частицами (истинная скорость), м/с; скорость фильтрации $w_{\Gamma} = \varepsilon v_{\Gamma}$.

При нагреве слоя отмеченное изменение энтальпии газа можно выразить через закон Ньютона

$$d^2Q = -\alpha_v (T - t) dy d\tau = \alpha_v (t - T) dy d\tau, \quad (1.6)$$

где α_v — коэффициент теплоотдачи на единицу объема слоя, Вт/(м³·К);

T и t — температуры газа и частицы, °С.

Приравнивая правые части уравнений (1.5) и (1.6), после сокращений получим уравнение теплообмена для газа

$$c_{\Gamma} \rho_{\Gamma} \left(\varepsilon \frac{\partial T}{\partial \tau} + w_{\Gamma} \frac{\partial T}{\partial y} \right) = \alpha_v (t - T). \quad (1.7)$$

Уравнение теплообмена со стороны материала слоя с учетом того, что энтальпия материала изменяется в элементарном слое только во времени, т. к. материал неподвижен, принимает вид

$$c_m \rho_{\text{нас}} \frac{\partial t}{\partial \tau} = \alpha_v (T - t), \quad (1.8)$$

где c_m — удельная (массовая) теплоемкость материала;

$\rho_{\text{нас}}$ — насыпная плотность слоя, состоящего из материала с плотностью ρ_m , $\rho_{\text{нас}} = \rho_m (1 - \varepsilon)$.

Полученные уравнения (1.7) и (1.8) вполне описывают явление теплообмена. Для однозначного решения эту систему следует дополнить краевыми условиями, которые в данном параграфе описываются следующим образом: температура газа на входе в слой является постоянной величиной (при $y = 0$, $T = T' = \text{const}$), а температура материала в начале процесса одинакова во всем объеме слоя (при $\tau = 0$, $t = t_0$).

Для обобщения системы и представления решения в виде графиков целесообразно ввести новые переменные:

$$\left. \begin{aligned} Z' &= \frac{\alpha_v}{c_m \rho_{\text{нас}}} \left(\tau - \varepsilon \frac{y}{w_r} \right); & Y &= \frac{\alpha_v y}{c_r w_{r0} \rho_{r0}}; \\ \vartheta &= \frac{t - t_0}{T' - t_0}; & \theta &= \frac{T - t_0}{T' - t_0}. \end{aligned} \right\} \quad (1.9)$$

Для переменной Y учтено, что $c_r \rho_r w_r = c_r \rho_{r0} w_{r0} = C_r w_{r0}$, где C_r — объемная теплоемкость газа, Дж/(м³·К), а w_{r0} — скорость фильтрации, отнесенная к нормальным условиям.

Для установок неподвижного и поперечно-продуваемого слоев, высота слоя, как правило, не превышает 0,6 м. Порозность таких слоев в среднем составляет 0,45, а скорость фильтрации не опускается ниже 0,5 м/с. Поэтому $\varepsilon y / w_r \sim 0,5$ с, что пренебрежимо мало в сравнении с общим временем тепловой обработки материала (1200–3600 с). В этих условиях

$$Z' = Z = \alpha_v \tau / (c_m \rho_{\text{нас}}) = \frac{\alpha_v \tau}{c_m \rho_m (1 - \varepsilon)}.$$

В итоге после преобразований получим систему уравнений

$$\partial \vartheta / \partial Z = \theta - \vartheta, \quad (1.10)$$

$$\partial \theta / \partial Y = \vartheta - \theta \quad (1.11)$$

при следующих граничных и начальных условиях

$$Y = 0, \theta = 1; \quad (1.12)$$

$$Z = 0, \vartheta = 0. \quad (1.13)$$

Уравнения (1.10)–(1.13) выражают математическую формулировку задачи по нагреву (охлаждению) газом неподвижного слоя кусковых материалов, известную также как задача Шумана. Наиболее наглядное решение этой задачи, учитывающее физику процесса, выполнено В. Н. Тимофеевым. При суммировании почленно слагаемых уравнения (1.10) и (1.11) получается важное соотношение

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial Z} + \frac{\partial \theta}{\partial Y} = 0, \text{ или } \frac{\partial \theta}{\partial Y} = -\frac{\partial \vartheta}{\partial Z}, \quad (1.14)$$

которое выполняется в каждой точке слоя в любой момент времени. При $Y = 0$ в месте ввода газа в слой $\theta = 1$, при произвольном значе-

нии Z , уравнение (1.10) преобразуется в обыкновенное дифференциальное уравнение

$$\frac{d\vartheta}{dZ} + \vartheta = 1$$

при начальном условии (1.11). Его решение имеет вид

$$\vartheta(0, Z) = 1 - \exp(-Z),$$

откуда

$$\left. \frac{d\vartheta}{dZ} \right|_{Y=0} = \exp(-Z). \quad (1.15)$$

Это решение соответствует задаче нагрева термически тонкого тела в среде постоянной температуры.

В начальный момент времени ($Z = 0$), когда газ уже успел отдать теплоту частицам, но температура последних еще не изменилась, зависимость θ от Y описывается выражением (см. формулу (1.11))

$$\frac{d\theta}{dY} + \theta = 0, \text{ или } \frac{d\theta}{\theta} = -dY. \quad (1.16)$$

При интегрировании выражения (1.16) с граничным условием (1.12), формула приобретает вид

$$\theta(Y, 0) = \exp(-Y),$$

или

$$\left. \frac{d\theta}{dY} \right|_{Z=0} = \exp(-Y). \quad (1.17)$$

Полученное решение фиксирует особенности температурного поля газового потока в слое в начальный момент времени.

Сопоставление выражений (1.16) и (1.17) показывает, что они не равны, т. к. их правые части содержат экспоненты с разными показателями. Но уравнение (1.14) должно выполняться безусловно. Это означает, что в общем случае производные температур, входящие в формулу (1.14), будут пропорциональны произведению экспонент с показателями Y и Z , а также некоторой функции $\psi(Y, Z)$, причем $\psi(0, 0) = 1$. Таким образом, справедливы уравнения

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial Z} = \psi(Y, Z) \exp[-(Y + Z)], \quad (1.18)$$

$$-\frac{\partial \theta}{\partial Y} = \psi(Y, Z) \exp[-(Y + Z)]. \quad (1.19)$$

Используя уравнение (1.18), из формулы (1.10) получаем

$$-(\theta - \vartheta) = \psi \exp[-(Y + Z)]. \quad (1.20)$$

Уравнений (1.18)–(1.20) вполне достаточно для решения исходной задачи, для этого следует продифференцировать выражения (1.18) по Y и (1.19) по Z и из второго результата вычесть первый. В итоге

$$\frac{\partial^2(\theta - \vartheta)}{\partial Z \partial Y} = \left(\frac{\partial \psi}{\partial Z} + \frac{\partial \psi}{\partial Y} - 2\psi \right) \exp[-(Y + Z)]. \quad (1.21)$$

При замене в последнем уравнении разности температур через выражение (1.20) и после дифференцирования получают

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2(\theta - \vartheta)}{\partial Z \partial Y} &= -\frac{\partial}{\partial Z} \frac{\partial}{\partial Y} (\psi e^{-Y-Z}) = -\frac{\partial}{\partial Z} \left(\frac{\partial \psi}{\partial Y} e^{-Y-Z} - \psi e^{-Y-Z} \right) = \\ &= -\frac{\partial^2 \psi}{\partial Z \partial Y} e^{-Y-Z} + \frac{\partial \psi}{\partial Y} e^{-Y-Z} + \frac{\partial \psi}{\partial Z} e^{-Y-Z} - \psi e^{-Y-Z} = \\ &= -\left[\frac{\partial^2 \psi}{\partial Z \partial Y} - \left(\frac{\partial \psi}{\partial Z} + \frac{\partial \psi}{\partial Y} - \psi \right) \right] \exp(-Y - Z). \end{aligned} \quad (1.22)$$

Приравнявая правые части формул (1.21) и (1.22), получаем уравнение

$$\frac{\partial^2 \psi}{\partial Z \partial Y} = \psi, \quad (1.23)$$

которое эквивалентно с учетом соотношений (1.18)–(1.20) исходной системе (1.10) и (1.11).

Форма уравнения (1.23) свидетельствует о том, что температуры теплоносителей определяются не каждым из аргументов (Y или Z) по отдельности, а их совокупностью $\varphi = YZ$. Выполняя замену переменной в уравнении (1.23), получим

$$\begin{aligned} \frac{\partial \psi}{\partial Y} &= \left(\frac{\partial \psi}{\partial \varphi} \right) \frac{\partial \varphi}{\partial Y} = Z \frac{d\psi}{d\varphi}; \quad \frac{\partial^2 \psi}{\partial Z \partial Y} = \frac{\partial}{\partial Z} \left(\frac{d\psi}{d\varphi} Z \right) = \frac{\partial}{\partial Z} \left(\frac{d\psi}{d\varphi} \right) Z + \frac{d\psi}{d\varphi} = \\ &= \frac{d^2 \psi}{d\varphi^2} \frac{\partial \varphi}{\partial Z} Z + \frac{d\psi}{d\varphi} = \frac{d^2 \psi}{d\varphi^2} \varphi + \frac{d\psi}{d\varphi} \end{aligned}$$

и, подставив его в выражение (1.23), получим

$$\frac{d^2 \psi}{d\varphi^2} \varphi + \frac{d\psi}{d\varphi} - \psi = 0.$$

Данное уравнение представляет собой модифицированное уравнение Бесселя, решение которого известно:

$$\psi = C \cdot I_0(2\sqrt{\varphi}), \quad (1.24)$$

где C — постоянная интегрирования; $I_0(X)$ — функция Бесселя первого рода нулевого порядка мнимого аргумента. По характеру изменения $I_0(X)$ напоминает экспоненту, т. е. неограниченно возрастает при $X \rightarrow \infty$, причем $I_0(0) = 1$. Значения $I_0(X)$ табулированы и приводятся в справочной литературе. В библиотеке программ ЭВМ есть программы вычисления функций Бесселя.

Используя уравнение (1.24), преобразим уравнение (1.16) к виду

$$\theta - \vartheta = C I_0(2\sqrt{YZ}) \exp[-(Y + Z)]. \quad (1.25)$$

Постоянная интегрирования C определяется из начальных условий, а именно: при $Y = Z = 0$, $\vartheta = 0$ и $\theta = 1$. В таком случае $\exp(0) = 1$ и $I_0(0) = 1$, а значение постоянной C будет 1. После подстановки выражения (1.24) в дифференциальное уравнение (1.18) оно приобретает вид

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial Z} = I_0(2\sqrt{YZ}) \exp[-(Y + Z)],$$

его можно проинтегрировать по Z с учетом начального условия (1.13)

$$\vartheta(Y, Z) = e^{-Y} \int_0^Z I_0(2\sqrt{Y\zeta}) e^{-\zeta} d\zeta. \quad (1.26)$$

Здесь ζ — переменная интегрирования, имеющая смысл времени.

Аналогично, подставляя формулу (1.25) в уравнение (1.11), интегрируя его по Y и используя граничное условие (1.12), находим для температуры газа

$$\theta(Y, Z) = 1 - e^{-Z} \int_0^Y I_0(2\sqrt{Z\eta}) e^{-\eta} d\eta, \quad (1.27)$$

где η — переменная интегрирования по координате Y (по высоте слоя).

Для облегчения расчетов были построены графики зависимостей температур газа и материала от относительных времени и высоты слоя. Один из таких графиков для определения температуры материала приведен на рис. 1.4. По этому графику можно определять и температу-

ру газа в слое, если, как следует из сопоставления выражений (1.26) и (1.27), иметь в виду, что

$$\theta \Big|_{\substack{Y=a \\ Z=b}} = 1 - \vartheta \Big|_{\substack{Y=b \\ Z=a}} \quad (1.28)$$

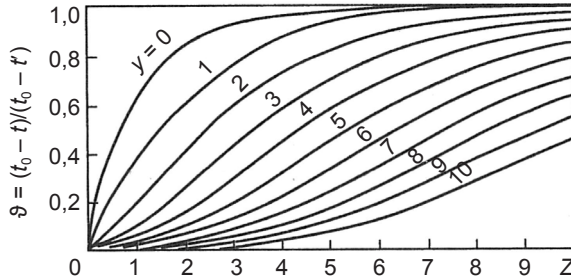


Рис. 1.4. График для расчета температур в неподвижном слое

В пакетах типа Mathcad вычисления можно вести непосредственно по формулам (1.26) и (1.27).

Пример. Неподвижный слой высотой $H_0 = 0,2$ м составлен из сухих рудных окатышей. Порозность слоя $\varepsilon = 0,4$, а диаметр окатыша $0,02$ м (2 см). Их насыпная масса $\rho_{\text{нас}} = 1800$ кг/м³; теплоемкость $c_m = 0,878$ кДж/(кг·К); теплопроводность $\lambda_m = 2,5$ Вт/(м·К). Окатыши прогреваются газом с температурой на входе в слой $T' = 500$ °С и скоростью на свободное сечение $w_{r0} = 0,5$ м/с. Теплоемкость и кинематическая вязкость газа соответственно $C_r = 1,31$ кДж/(м³·К); $\nu_r = 40,61 \cdot 10^{-6}$ м²/с. Теплопроводность газа $\lambda_r = 4,27 \cdot 10^{-2}$ Вт/(м·К). Температура слоя окатышей перед началом нагрева по всему объему 0 °С. Определить для этих условий изменение температуры материала слоя во времени, а также распределение температур материала слоя через каждые 5 мин от начала нагрева.

Первоначально следует определить коэффициенты теплоотдачи. Поскольку число Рейнольдса

$$\text{Re} = w_{r0} \cdot d / \nu_r = 0,5 \cdot 0,02 / (40,61 \cdot 10^{-6}) = 246 > 200,$$

следует использовать формулы

$$\text{Nu} = 0,61 \text{Re}^{0,67} = 0,61 \cdot 246^{0,67} = 24,4;$$

$$\alpha_F = \lambda_r \text{Nu} / d = 52,094 \approx 52,1 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)};$$

$$\text{Bi} = \alpha_F R / \lambda_m = 52,1 \cdot 0,01 / 2,5 = 0,208,$$

что характеризует окатыши как термически тонкие тела.

Далее следует найти коэффициент теплоотдачи α_v для окатышей сферической формы:

$$\alpha_v = \alpha_F \cdot 6 (1 - \varepsilon)/d = 52,1 \cdot 6 (1 - 0,4)/0,02 = 9380 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{С}).$$

По формулам (1.9) оцениваем величины Z и Y :

$$Z = \alpha_v \tau / (c_m p_{\text{нас}}) = 9380 \cdot 60 \tau' / (0,878 \cdot 1000 \cdot 1800) = 0,356 \tau';$$

$$Y = \alpha_v H_0 / (c_r w_{\text{го}}) = 9380 \cdot 0,2 / (0,5 \cdot 1,31 \cdot 1000) = 2,864.$$

При задании интервалов τ' , мин, от начала нагрева слоя, значение относительного времени Z будет:

$$\begin{array}{l} \tau', \text{ мин} \dots\dots 0 \dots\dots 5,0 \dots\dots 10,0 \dots\dots 15,0 \dots\dots 20,0 \dots\dots 25,0 \\ Z \dots\dots\dots 0 \dots\dots 1,78 \dots\dots 3,56 \dots\dots 5,34 \dots\dots 7,12 \dots\dots 8,90 \end{array}$$

Для горизонтов слоя обычно принимают значения h через 0,05 м, тогда относительные высоты Y будут

$$\begin{array}{l} h, \text{ м} \dots\dots\dots 0,0 \dots\dots 0,05 \dots\dots 0,10 \dots\dots 0,15 \dots\dots 0,20 \\ Y \dots\dots\dots 0,0 \dots\dots 0,716 \dots\dots 1,432 \dots\dots 2,148 \dots\dots 2,864 \end{array}$$

Используя графики на рис. 1.4, сначала определяют относительные (числитель), а затем абсолютные (знаменатель) температуры, $^\circ\text{С}$, для соответствующих Z и Y (табл. 1).

Таблица 1.1

Распределение относительных (числитель) и абсолютных (знаменатель) температур окатышей в слое при нагреве

| Относи- тельная вы- сота слоя Y | Относительное время нагрева Z | | | | |
|---|---|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|
| | 1,78 | 3,56 | 5,34 | 7,12 | 8,9 |
| | $t_{\text{окат}}, \frac{\text{о.е.}}{^\circ\text{С}}$ | | | | |
| 0,0 | $\frac{0,830}{450}$ | $\frac{0,975}{487}$ | $\frac{0,990}{495}$ | $\frac{1,000}{500}$ | $\frac{1,000}{500}$ |
| 0,716 | $\frac{0,625}{313}$ | $\frac{0,865}{432}$ | $\frac{0,960}{480}$ | $\frac{0,980}{490}$ | $\frac{0,995}{497}$ |
| 1,432 | $\frac{0,460}{230}$ | $\frac{0,765}{383}$ | $\frac{0,915}{457}$ | $\frac{0,960}{480}$ | $\frac{0,980}{490}$ |
| 2,148 | $\frac{0,330}{165}$ | $\frac{0,662}{331}$ | $\frac{0,835}{418}$ | $\frac{0,930}{465}$ | $\frac{0,965}{483}$ |
| 2,864 | $\frac{0,220}{110}$ | $\frac{0,552}{276}$ | $\frac{0,750}{375}$ | $\frac{0,885}{443}$ | $\frac{0,950}{475}$ |

По приведенным значениям Z и Y можно также отыскивать температуру газа, воспользовавшись тем же графиком и соотношением (1.28).

1.4. Закономерности теплообмена в плотном слое при перекрестном движении газа и материала

Закономерности теплообмена при перекрестном токе теплоносителей относятся к основным в расчетах процессов получения агломерата и окатышей на лентах конвейерных машин, обжига известняка на установках ленточного типа и др.

Физическая модель для определения уравнений, характеризующих теплообмен при рассматриваемых условиях (рис. 1.5), следующая: движущийся со скоростью w_m термически тонкий кусковой материал с начальной температурой t_0 образует слой высотой H_0 . Температура газа на входе в слой T' , его скорость на свободное сечение w_r , длина участка ввода газа L_r . Теплофизические свойства потоков газа и материала не зависят от температуры и равны некоторым средним значениям. Интенсивность теплообмена в объеме слоя характеризуется величиной α_v .

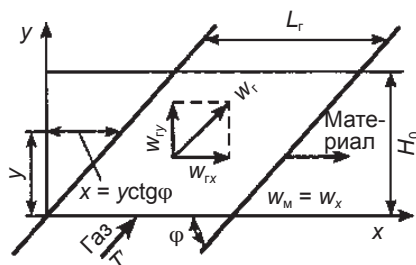


Рис. 1.5. Схема теплообмена при перекрестном токе теплоносителей

Теплообмен между потоками материала и газа осуществляется в установившемся состоянии, т.е. когда температура и материала, и газа в какой-либо точке слоя не зависит от времени. Подобное стационарное состояние слоя наступает после пуска установки или машины, а также при изменениях режима их работы по истечении некоторого времени, которое при самых неблагоприятных условиях теплообмена численно не превышает времени пребывания материала в установке, машине.

Метод исследования теплообмена в перекрестном токе аналогичен тому, который был применен при исследовании теплообмена в неподвижном слое. Действительно, количество теплоты, отобранное материалом от газа, вызывает изменение его температуры по двум направлениям x и y . Для элементарного объема $dx dy \cdot 1, \text{ м}^3$, эта связь при рассмотрении процесса за бесконечно малый промежуток времени будет

$$\alpha_v(T - t)dx dy d\tau = - C_r(w_{rx}\partial T/\partial x + w_{ry}\partial T/\partial y)dx dy d\tau. \quad (1.29)$$

Производные в правой части отрицательные, ибо газ охлаждается. Поскольку $w_{rx} = w_r \cos \varphi$, а $w_{ry} = w_r \sin \varphi$ (см. рис. 1.5), после подстановки этих соотношений в формулу (1.29) получим

$$\alpha_v(T - t) = C_r w_r [(\cos \varphi)\partial T/\partial x + (\sin \varphi)\partial T/\partial y]. \quad (1.30)$$

При анализе теплообмена по отношению к потоку материалов следует учесть, что составляющая скорости материала по оси y равна 0, тогда

$$\alpha_v(T - t) = c_m \rho_{\text{нас}} w_m \partial t / \partial x. \quad (1.31)$$

Уравнения (1.30)–(1.31), дополненные начальными и граничными условиями, определяют математическую формулировку задачи:

$$y = 0; T = T'; t = t_0 \text{ при } x = y \text{ tg } \varphi.$$

При вводе безразмерных температур и других переменных

$$Y' = \frac{\alpha_v y}{c_r w_r \sin \varphi}; \quad Z = \frac{\alpha_v \tau}{c_m \rho_{\text{нас}}} = \frac{\alpha_v x}{c_m \rho_{\text{нас}} w_m}; \quad \omega = \frac{c_r w_{r0} \cos \varphi}{c_m \rho_{\text{нас}} \sin \varphi},$$

уравнения (1.30) и (1.31) можно привести к виду

$$\partial \vartheta / \partial Z = \theta - \vartheta, \quad (1.32)$$

$$\partial \theta / \partial Y' = \vartheta - \theta - \omega \partial \theta / \partial Z. \quad (1.33)$$

Условия в начале процесса и на границе слоя станут следующими:

$$Z = 0, \vartheta = 0; \quad Y' = 0, \theta = 1.$$

Далее целесообразно ввести новую независимую переменную

$$x' = x - y \text{ ctg } \varphi. \quad (1.34)$$

После деления этого уравнения на скорость движения материалов w_m , устанавливается связь со временем пребывания материала τ' и τ :

$$\tau' = \tau - (y/w_m) \operatorname{ctg} \varphi, \quad (1.35)$$

где τ' — время контакта материала с газом на участке от $x = y \operatorname{ctg} \varphi$ до $x = y \operatorname{ctg} \varphi + L_r$;

τ — время пребывания материала на участке от $x = 0$ до $x = y \operatorname{ctg} \varphi + L_r$.

Наибольшее время контакта материала с газом $\tau_{\max} = L_r/w_m$.

Введение безразмерных соотношений позволяет получить новую переменную

$$Z' = Z - \omega Y' \text{ или } Z' = \alpha_{\sqrt{}} \tau' / (c_m \rho_{\text{нас}}) = \alpha_{\sqrt{}} x' / (c_m \rho_{\text{нас}} w_m),$$

где x' — координата какого-либо куска, находящегося в состоянии теплообмена с газом.

Использование новой переменной Z' в выражениях (1.32)–(1.33) позволяет эти уравнения преобразовать и представить в конечном виде

$$\partial \vartheta / \partial Z' = \theta - \vartheta; \partial \vartheta / \partial Y' = \vartheta - \theta,$$

где $\vartheta = 0$ при $Z' = 0$; $\theta = 1$ при $Y' = 0$.

Таким образом, математическое описание теплообмена для перекрестного тока подобно таковому для неподвижного слоя, при этом относительные значения высоты Y' и времени Z' определяются несколько иначе.

Уравнения теплообмена для неподвижного и перекрестного слоев становятся идентичными, если в последнем случае материал движется относительно газа под прямым углом, т. е. при угле встречи $\pi/2$. В таком случае $Y' = Y$, т. к. $\sin(\pi/2) = 1$, а $Z' = Z$, ибо $\cos(\pi/2) = 0$.

Таким образом, используя общность математической формулировки задачи, можно и в рассматриваемом случае теплообмена воспользоваться вышеприведенными графиками для неподвижного слоя (см. рис. 1.4).

1.5. Закономерности теплообмена при противоточном и прямоточном движении газа и материала

Закономерности теплообмена при противоточном движении газа и материала могут быть установлены после решения следующей задачи (рис. 1.6).

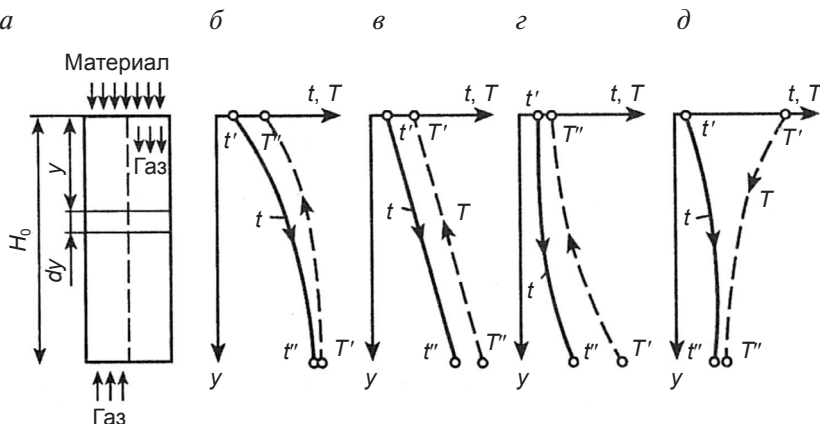


Рис. 1.6. Схема теплообмена (a — левая часть противоток, правая часть — прямоток) и распределение температур в движущемся слое при противотоке ($б — m < 1$; $в — m = 1$; $г — m > 1$) и прямотоке ($д$)

Слой, состоящий из термически тонких сферических кусков, опускается в шахте постоянного сечения высотой H_0 . Скорость движения кусков w_m постоянна, что возможно, если массовый расход их $G_m = \text{const}$. Загружаемые сверху куски имеют одинаковую температуру t' . Опускаясь, куски нагреваются и выходят из зоны теплообмена на глубине H_0 . Начальная температура газа, продуваемого снизу через слой, T' . Расход газа постоянен и равен V_r . Теплоемкости материала C_m и газа C_r в процессе теплообмена не изменяются и равны средним теплоемкостям. Принято также, что коэффициент теплоотдачи α_v от газов к поверхности куска постоянен.

При такой постановке задачи необходимо определить температурное поле материала и газа по высоте слоя для стационарного режима теплообмена, когда температуры на любом горизонте слоя не изменяются во времени. Для определения температур материала и газа в этой задаче необходимо знать теплоемкости потоков W_m и W_r — произве-

дения расходов материалов (шихты) и газа на их теплоемкости, Вт/К, называемые теплоемкостью потока:

$$W_m = G_m c_m; \quad W_r = V_r C_r.$$

Теплоемкость потока (водяной эквивалент) показывает, какое количество теплоты следует подвести (отвести) к потоку (от потока вещества), чтобы данный поток нагреть (охладить) на 1 °С.

Выделим элементарный участок слоя, расходы материала и газа через который составляют в единицу времени G_m и V_r .

Увеличение энтальпии материала при его опускании должно быть пропорционально количеству теплоты, передаваемой материалу газами, т. е.

$$W_m dt = \alpha_v (T - t) S dy, \quad (1.36)$$

где $S dy$ характеризует объем материала с площадью поперечного сечения S , м².

Рассматривая теплоотдачу охлаждающегося газа, можно заключить, что

$$W_r dT = \alpha_v (T - t) S dy \quad (1.37)$$

или

$$d\theta/dY = \theta - \vartheta,$$

где Y — относительная высота, $Y = \alpha_v S y / W_r$, т. к. $W_r = w_r S C_r$, а θ — относительная температура газа, $\theta = (T - t') / (T' - t')$.

После обозначения $W_m / W_r = m$ и $\vartheta = (t - t') / (T' - t')$ уравнение (1.36) может быть преобразовано к окончательному виду

$$m d\vartheta / dY = \theta - \vartheta.$$

Система уравнений, описывающая изменение температур материала и газа в условиях противотока, принимает вид:

$$d\theta/dY = \theta - \vartheta.$$

$$m d\vartheta/dY = \theta - \vartheta,$$

Граничные условия этой задачи таковы:

$$\vartheta = 0 \text{ при } Y = 0; \quad \theta = 1 \text{ при } Y = Y_0. \quad (1.38)$$

Здесь Y_0 следует рассчитывать на полную высоту слоя H_0 .

Решение обыкновенных линейных дифференциальных уравнений обычно представляется в следующей форме:

$$\theta = A \exp(r_1 Y) \text{ и } \vartheta = B \exp(r_2 Y),$$

где r_i , A и B — постоянные, подлежащие определению.

После подстановки значений ϑ и θ в выражения (1.34) и (1.35) получают уравнения для определения постоянной r_i — собственного числа задачи:

$$r_i m A \exp(r_i Y) + A \exp(r_i Y) - B \exp(r_i Y) = 0,$$

$$r_i B \exp(r_i Y) + B \exp(r_i Y) - A \exp(r_i Y) = 0,$$

или (после сокращений общих множителей)

$$(r_i m + 1)A - B = 0,$$

$$A + (r_i - 1)B = 0. \quad (1.39)$$

Эта система позволяет определить постоянную r_i . Для однородной системы определитель, составленный из коэффициентов при A и B , должен быть равен нулю, т. е.

$$\begin{vmatrix} r_i m + 1 & -1 \\ 1 & r_i - 1 \end{vmatrix} = 0.$$

Раскрытие определителя дает уравнение

$$r_i(1 - m + r_i m) = 0,$$

решение которого позволяет получить корни $r_1 = 0$ и $r_2 = (m - 1)/m$.

По известным значениям корней r_1 и r_2 можно определить предэкспоненциальные множители. Их число будет равно числу корней, т. е. в решении будет по два значения A и B . Если принять, что $A_1 = A_2 = 1$ и подставить последовательно значения корней r_1 и r_2 , а также коэффициентов A_1 и A_2 в первое уравнение системы (1.39), то можно определить коэффициенты B_1 и B_2 . Если $r_1 = 0$ и $A_1 = 1$, то $B_1 = 1$. Подобным образом при известных r_2 и A_2 и использовании второго уравнения системы (1.39) определяют $B_2 = m$.

Таким образом, решение исходной задачи имеет вид:

$$\vartheta = C_1 + C_2 \exp[-(1 - m)Y],$$

$$\theta = C_1 + C_2 m \exp[-(1 - m)Y/m].$$

Постоянные интегрирования определяют из граничных условий (1.38). В итоге получают:

при $Y = 0$, $\vartheta = 0$, постоянные $C_1 = -C_2$;

при $Y = Y_0$, $\theta = 1$, значения этих постоянных

$$C_1 = -C_2 = 1/\{1 - m \exp [-(1 - m)Y_0/m]\}.$$

В результате расчетные уравнения принимают вид:

$$\vartheta = \frac{t - t'}{T' - t'} = \frac{1 - \exp[(m - 1)Y / m]}{1 - m \exp[(m - 1)Y_0 / m]}, \quad (1.40)$$

$$\theta = \frac{T - t'}{T' - t'} = \frac{1 - m \exp[(m - 1)Y / m]}{1 - m \exp[(m - 1)Y_0 / m]}.$$

При прямоточном движении потоков шихты и газа (см. рис. 1.6, д) изменится уравнение теплообмена для газа, а также граничные условия:

$$-W_r dT = \alpha_v (T - t) S dy,$$

$$Y = 0, t = t'; T = T'.$$

Вместе с выражением (1.37) они образуют систему уравнений, решение которой получают аналогично приведенному выше для противотока. В итоге имеем

$$\vartheta = \frac{t - t'}{T' - t'} = \frac{1 - \exp[-(1 + m)Y / m]}{1 + m},$$

$$\theta = \frac{T - t'}{T' - t'} = \frac{1 + m \exp[-(1 + m)Y / m]}{1 + m}.$$

Анализ полученных для противотока и прямотока уравнений показывает, что изменения температуры газа и материала зависят от коэффициента теплоотдачи, высоты слоя и теплоемкостей потоков. Этими уравнениями можно пользоваться не только для расчета нагрева слоя, но и для его охлаждения. Они справедливы для термически тонких кусков. Учет термической массивности кусков будет рассмотрен ниже.

Из анализа уравнений (1.39) и (1.40) следует, что, в зависимости от соотношения теплоемкостей потоков, формирующиеся температурные поля принимают разную форму. При $m < 1$ и достаточных высотах слоя, материал нагревается практически до температуры поступающего газа. Газ же при этом покидает слой с температурой, существенно

превышающей начальную температуру материала (см. рис. 1.6, а). Такое тепловое состояние слоя легко установить с помощью теплового баланса

$$W_m(t'' - t') = W_r(T' - T''),$$

после анализа которого следует очевидность сделанных выводов для принятых условий по m , t'' и T'' .

При $m = 1$ значения теплоемкости потоков материала и газа равны. Это означает, что охлаждению потока газов на градус соответствует нагрев потока материала также на градус. Как следствие такого явления, линии, характеризующие изменение температур газа и материала по высоте слоя, превращаются в прямые (см. рис. 1.6), а разность температур между материалом и газом будет постоянна по высоте. Попутно отметим, что для данного случая найденные формулы (1.39) и (1.40) неприменимы, т. к. в них при $m = 1$ возникает неопределенность, которая может быть раскрыта известными методами.

Решение получается более простым при рассмотрении конкретной задачи. Действительно, уравнения теплообмена для потоков газа и материала эквивалентны уравнениям (1.34) и (1.35), так же как и граничные условия. Решение их упрощается при следующих очевидных условиях: $W_m = W_r$, а $T' - t'' = T'' - t'$. Поэтому в окончательной форме можно получить

$$t = t' + (T' - t'') \frac{\alpha_v y}{w_m c_m},$$

$$T = T'' + (T' - t'') \frac{\alpha_v y}{w_r C_r}.$$

При $m > 1$ и достаточно развитых поверхностях теплообмена и высоты слоя, поток газа успевает охладиться практически до температуры поступающей шихты (см. рис. 1.6, в), а материал никогда не нагревается до температуры газа на входе в слой; различие температур на этом уровне будет тем больше, чем дальше значение m отстоит от 1, что также подтверждается анализом уравнения теплового баланса для слоя.

Пример. Вычислить температурное поле железорудных окатышей, охлаждаемых воздухом в противотоке. Высота слоя $H_0 = 3$ м, диаметр окатышей $d = 0,02$ м. Начальная температура окатышей $t' = 600$ °С, а конечная не должна превышать $t'' = 100$ °С. Начальная температура воздуха $T' = 0$ °С. Скорость воздуха на свободное сечение шахты $w_r = 0,78$ м/с.

Средняя теплоемкость воздуха $C_T = 1,31$ кДж/(м³·К) при 200 °С. Расход окатышей 1,72 кг/с, их теплоемкость $c_M = 1,49$ кДж/(кг·К). Диаметр аппарата 2 м. Величина $\alpha_V = 2460$ Вт/(м²·К). Требуется вычислить температурное поле газа.

Воспользуемся для решения задачи системой Mathcad. При этом, вследствие ограниченности набора обозначений этого пакета, будем считать, что t' — это t_1 ; t'' — это t_2 , а T' — это T_1 ; v — безразмерная температура материала; θ — безразмерная температура газа.

Сначала введём исходные данные, причём для упрощения записи не будем проставлять размерности величин.

$$H_0 := 3 \quad d := 0.02 \quad t_1 := 600 \quad t_2 := 100 \quad T_1 := 0 \quad w_T := 0.78 \quad C_T := 1.31$$

$$G_M := 1.72 \quad c_M := 1.49 \quad D := 2 \quad \alpha_V := 2460$$

Вычисляем отношение теплоёмкостей потоков

$$m := \frac{G_M \cdot c_M}{C_T \cdot w_T \cdot \pi \cdot (0.5 \cdot D)^2} \quad m = 0.79836 \quad \text{Принимаем округлённо } 0.8$$

Вычисляем полную относительную высоту слоя и знаменатель формул:

$$Y_0 := \frac{\alpha_V \cdot H_0}{w_T \cdot C_T \cdot 1000} \quad Y_0 = 7.222548 \quad 1 - m \cdot \exp\left[\frac{-(1 - m)}{m} \cdot Y_0\right] = 0.871185$$

Задаём точки, в которых определяем температуры газа и материала (через каждые 0,5 м):

$$Y(y) := \frac{\alpha_V \cdot y}{w_T \cdot C_T \cdot 1000} \quad y := 0,5 \dots 3.0$$

$$Y(0.5) = 1.203758 \quad Y(3.0) = 7.222548$$

Приступаем к вычислениям:

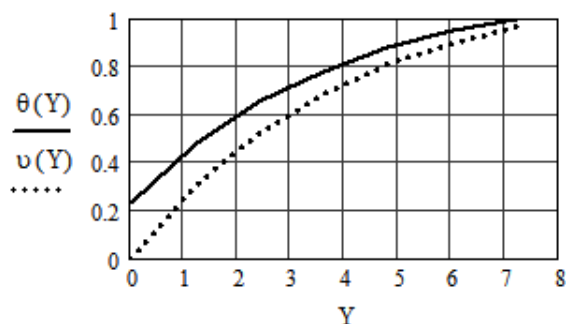
$$v(Y) := \frac{1}{0.871185} \cdot \left[1 - \exp\left[\frac{(m - 1) \cdot Y}{m}\right] \right]$$

$$t(Y) := t_1 + (T_1 - t_1) \cdot v(Y)$$

Задаем координаты точек по высоте слоя, в которых определяем температуры, и строим графики сначала безразмерных температур, а затем размерных (рис. 1.7).

a

$$Y := 0,1.203758..7.222548$$



б

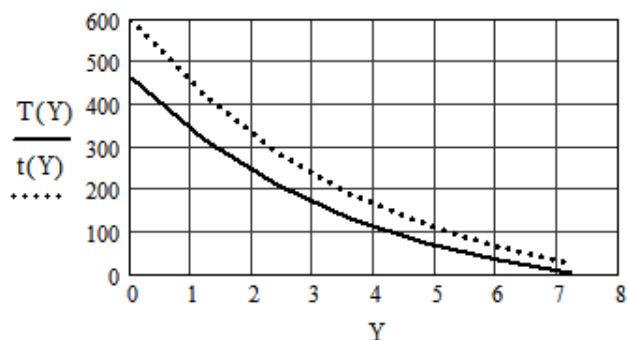


Рис. 1.7. Изменение температур шихты и газа по высоте противоточного слоя:
a — относительная температура; *б* — температура газа — T , °C, шихты — t , °C

В рамках Mathcad можно получить и таблицы цифровых значений (°C):

$t(Y) =$

| |
|------------|
| 600 |
| 419.445124 |
| 286.224726 |
| 187.929542 |
| 115.403538 |
| 61.891035 |
| 22.407433 |

$T(Y) =$

| |
|------------|
| 461.127307 |
| 316.979458 |
| 210.621578 |
| 132.146603 |
| 74.244719 |
| 31.522461 |
| 0.00032 |

Здесь рассмотрены лишь относительно простые задачи нагрева материала в слое. Для более сложных задач — при неравномерном распределении температур, наличии источников или стоков теплоты и других

условиях — решения и их анализ можно найти в специальной литературе.

В завершении изложения материала данной темы следует отметить, что выбор схемы движения потоков определяется исключительно техническими и экономическими потребностями. Схема противотока всегда более эффективна в термодинамическом отношении, т. е. в плане КПД установки. Так, например, при $m < 1$ предельное значение КПД для противотока равно W_m/W_r , тогда для прямотока оно составляет $W_m/(W_m + W_r)$. При $m > 1$ эти значения равны $1/m$ и $1/(1 + m)$ соответственно. Преимущество прямоточной схемы проявляется лишь в случае необходимости повысить производительность агрегата, невзирая на экономическую цену такого повышения.

1.6. Учет термической массивности частиц и тепловых эффектов физико-химических процессов

Точное решение задачи теплообмена в плотном слое термически массивных частиц по сравнению с решением задач для термически тонких частиц более сложно, а расчеты трудоемки. Поэтому попытки получить приближенные решения вполне оправданны, особенно если погрешность от таких приближений не превышает допустимую величину.

Впервые приближенный метод учета термической массивности частиц реального слоя был разработан проф. Б. И. Китаевым. Им введен в основные расчетные формулы вместо коэффициента теплоотдачи α_v эффективный коэффициент теплопередачи $k_v = \alpha_v/m'$, отражающий интенсивность не только внешнего, но и внутреннего теплообмена.

С учетом термической массивности частиц, безразмерные параметры Y_Σ и Z_Σ , необходимые для расчета теплообменных процессов в неподвижном и движущемся слоях кусковых материалов, принимают вид:

$$Y_\Sigma = Y/m' \text{ и } Z_\Sigma = Z/m',$$

где m' — коэффициент термической массивности частицы, $m' = 1 + \text{Bi}/(k + 2)$. Здесь Bi — число Био для характеристики материала, $\text{Bi} = \alpha_f d / (2\lambda_m)$; k — коэффициент формы частицы (1 — для пластины; 2 — для цилиндра и 3 — для шара).

После такой оценки внутреннего теплового сопротивления в слое открывается возможность использования решений для термически тонких частиц. При этом параметры Y и Z заменяются на Y_Σ и Z_Σ , а по полученным ранее решениям рассчитываются средние по массе температуры частиц $t = t_{\text{мас}}$.

Для определения температур поверхности и центра частицы можно воспользоваться соотношениями, вытекающими из общей теории теплопроводности. При нагреве термически массивного куска, в нем между поверхностью и центром возникает разность температур, которая может быть найдена по уравнению

$$t_{\text{пов}} - t_{\text{ц}} = qR/(2\lambda_{\text{м}}).$$

Плотность теплового потока через поверхность куска q определяется по кривой нагрева

$$q = (g_{\text{м}}c_{\text{м}}/\omega_{\text{м}})dt_{\text{масс}}/d\tau,$$

если известна масса куска $g_{\text{м}}$ и его поверхность $\omega_{\text{м}}$, а также теплоемкость материала $c_{\text{м}}$.

Чтобы определить температуру поверхности и центра частиц, можно воспользоваться формулами, связывающими эти температуры со среднemasсовой температурой $t_{\text{мас}}$. Для сферических частиц эти формулы таковы:

$$t_{\text{пов}} = t_{\text{мас}} + 0,4 (t_{\text{пов}} - t_{\text{ц}}) = t_{\text{мас}} + 0,2qR/\lambda_{\text{м}};$$

$$t_{\text{ц}} = t_{\text{мас}} - 0,6 (t_{\text{пов}} - t_{\text{ц}}) = t_{\text{мас}} - 0,3qR/\lambda_{\text{м}};$$

$$t_{\text{пов}} = T - q/\alpha_{\text{ф}}.$$

Погрешность изложенного способа учета влияния внутреннего теплового сопротивления кусков для условий работы, например, доменных печей не превышает 5%. Она невелика по сравнению с допустимыми значениями при оценке формы частиц, определении коэффициентов теплоотдачи и пр.

Пример. Определить распределение температур в камере сухого тушения кокса, работающей по принципу противотока при следующих условиях: высота слоя кокса $H_0 = 3,34$ м; площадь сечения аппарата $S = 7$ м²; температура кокса, поступающего в камеру, $t_{\text{м}} = 1000$ °С; температура кокса на выходе из камеры $t_{\text{к}} = 200$ °С; температура инертных газов на входе в камеру $T_0 = 160$ °С, скорость газов $w_{\text{г}0} = 0,2$ м/с; тепло-

емкость газа $C_r = 1,34 \text{ кДж}/(\text{м}^3 \cdot \text{К})$; диаметр кусков кокса $d = 0,15 \text{ м}$; производительность аппарата по коксу $G_m = 1,2 \text{ кг/с}$; теплопроводность кокса $\lambda_m = 0,5 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$; теплоемкость $c_m = 1,2 \text{ кДж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$. Коэффициент температуропроводности кокса $a = \lambda_m / (c_m \rho_m) = 0,001675 \text{ м}^2/\text{с}$, порозность слоя $\varepsilon = 0,4$ и коэффициент теплоотдачи от кусков кокса к газу $\alpha_F = 40 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

Решение задачи следует начать с определения основных параметров.

Объемный расход газов $V_0 = w_{r0} S = 0,2 \cdot 7 = 1,4 \text{ м}^3/\text{с}$.

Теплоемкость потока газа $W_r = C_r V_0 = 1,34 \cdot 1000 \cdot 1,4 = 1876 \text{ Вт/К}$.

Отношение теплоемкостей потоков шихты и газа $m = c_m G_m / W_r = 1,2 \cdot 1000 \cdot 1,25 / 1876 = 0,8$.

Если конечная температура кокса t_k задана верно, то из уравнения теплового баланса можно найти температуру газа на выходе из установивки T_k

$$T_0 - T_k = m (t_k - t_0),$$

или $T_k = T_0 - m (t_k - t_0) = 160 + 0,8 \cdot (1000 - 200) = 800 \text{ }^\circ\text{C}$.

Однако это значение нуждается в уточнении.

Куски кокса имеют неправильную форму, поэтому

$$F = 7,5 (1 - \varepsilon) / d = 7,5 \cdot 0,6 / 0,15 = 30 \text{ м}^2/\text{м}^3$$

и $\alpha_v = \alpha_F f = 40 \cdot 30 = 1200 \text{ Вт}/(\text{м}^3 \cdot \text{К})$.

Число Био куска $Bi = \alpha_F R / \lambda_m = 40 \cdot 0,075 / 0,5 = 6$.

В таком случае коэффициент массивности

$$m' = 1 + Bi / (3 + 2) = 1 + 6 / 5 = 2,2.$$

Безразмерная высота слоя

$$Y = \frac{\alpha_v S y}{W_r} = \frac{\alpha_v S H_0}{W_r} \frac{y}{H_0} = Y_0 \frac{y}{H_0},$$

где

$$Y_0 = \frac{\alpha_v S H_0}{W_r} = \frac{1200 \cdot 7 \cdot 3,34}{1876} \cong 14,955.$$

Следовательно, $Y_{0\Sigma} = Y_0 / m' = 6,7978 \cong 6,8$.

В таком случае знаменатель формулы (1.39) будет

$$1 - m \exp[-(1 - m) Y_{0\Sigma} / m] = 0,8538.$$

В итоге распределение среднemasовой температуры кусков по высоте аппарата будет описываться выражением

$$\frac{t_{\text{мас}} - t_0}{T_0 - t_0} = \frac{1}{0,8538} [1 - \exp(-\frac{1-0,8}{0,8} \cdot 6,8 \cdot \frac{y}{H_0})],$$

или

$$t_{\text{мас}} = 16,153 + 983,837 \exp(-1,7y/H_0).$$

Таким образом, среднemasовая температура кусков характеризуется в соответствии с данными:

| | | | | | | |
|----------------------------------|------|-------|-------|-------|-------|-------|
| y/H_0 | 0 | 0,2 | 0,4 | 0,6 | 0,8 | 1,0 |
| $t_{\text{мас}}, ^\circ\text{C}$ | 1000 | 716,4 | 514,6 | 370,9 | 268,7 | 195,9 |

Анализ этих данных показывает, что конечная температура кусков практически совпадает с ранее принятым значением.

Дальнейшие вычисления снова выполнены в пакете Mathcad, при этом для упрощения записи размерности величин не проставлены.

$$\varepsilon := 0.4 \quad G_m := 1.25 \quad S := 7 \quad \lambda_m := 0.5 \quad a_m := 0.001675 \quad c_m := 1200$$

$$\rho_m := \frac{\lambda_m \cdot 3600}{c_m \cdot a_m} \quad \rho_m = 895.522 \quad R := 0.075$$

$$v_m := \frac{G_m}{\rho_m \cdot (1 - \varepsilon) \cdot S} \quad v_m = 3.323 \times 10^{-4} \quad 983.837 \cdot \frac{1.7}{3.34} \cdot v_m = 0.166422$$

$$t_{\text{мас}}(z) := 16.163 + 983.837 \cdot \exp(-1.7 \cdot z) \quad \frac{\frac{4}{3} \cdot \pi \cdot R^3 \cdot c_m}{4 \cdot \pi \cdot R^2} \cdot \rho_m = 2.687 \times 10^4$$

$$dt_{\text{мас}}(z) := (-0.166422) \cdot \exp(-1.7 \cdot z)$$

$$q(z) := 2.687 \cdot 10^4 \cdot dt_{\text{мас}}(z)$$

$$t_{\text{поб}}(z) := t_{\text{мас}}(z) + 0.2 \cdot q(z) \cdot \frac{R}{\lambda_m} \quad t_{\text{ц}}(z) := t_{\text{мас}}(z) - 0.3 \cdot q(z) \cdot \frac{R}{\lambda_m}$$

$$\Delta t(z) := t_{\text{ц}}(z) - t_{\text{поб}}(z)$$

$$z := 0, 0.2 \dots 1.0$$

Далее на графике (рис. 1.8, *а*) приведены все три температуры: поверхности, средней по массе и центра частицы. Для более точной оценки приведены также таблицы значений температур, °С. Поскольку для температуры газового потока определены два варианта расчета значений, отдельно приведем соответствующий график (рис. 1.8, *б*).

На рис. 1.8, *б* в последнем столбце, справа, показано различие в определении температуры газового потока двумя разными способами: через решение задачи для нагрева (охлаждения) термически тонких тел в противотоке и через плотность теплового потока на поверхности частицы. Различие между ними находится на уровне 6 %. Очевидно, что именно это значение и определяет погрешность метода учета термической массивности частиц, который разработан проф. Б. И. Китаевым. Конкретные значения температур газа в выбранных точках по высоте слоя представлены ниже:

| $T(z) =$ | $T_1(z) =$ |
|----------|------------|
| 803.233 | 754.053 |
| 576.376 | 541.371 |
| 414.906 | 389.991 |
| 299.976 | 282.242 |
| 218.173 | 205.55 |
| 159.948 | 150.963 |

Сущность другого метода учета термической массивности частиц, разработанного Д. В. Будриным, состоит в замене нагрева тела в среде переменной температуры (противоток, прямоток и т. п.) нагревом этого же тела при граничных условиях III рода, когда поверхность тела взаимодействует с некоторой средой, имеющей постоянную условную температуру $T_{\text{усл}}$. Чтобы динамика нагрева более или менее соответствовала реальности, теплообмен характеризуется условным коэффициентом теплоотдачи $\alpha_{\text{усл}}$. В итоге условные характеристики $T_{\text{усл}}$ и $\alpha_{\text{усл}}$ должны выбираться таким образом, чтобы, во-первых, обеспечить выполнение теплового баланса и, во-вторых, сохранить реальную динамику изменения температур тела.

Рассмотрим с этих позиций уравнение теплового баланса при противотоке:

$$W_{\text{м}}(t_{\text{к}} - t_0) = W_{\text{г}}(T_0 - T_{\text{к}})$$

или

$$W_{\text{г}}T_0 + W_{\text{м}}t_0 = W_{\text{г}}T_{\text{к}} + W_{\text{м}}t_{\text{к}}. \quad (1.41)$$

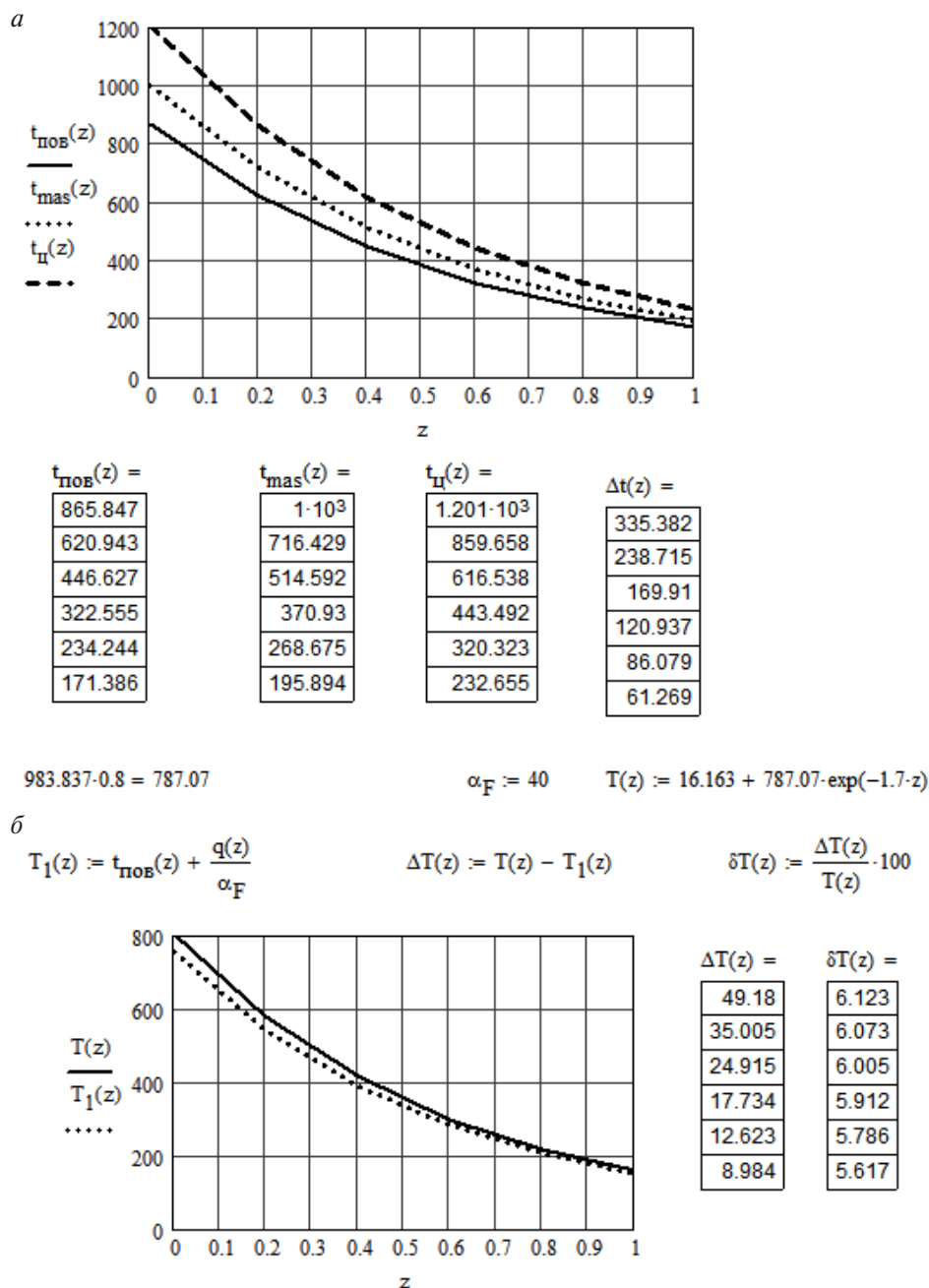


Рис. 1.8. Изменение температур кусков кокса и газа по высоте противоточного слоя:

a — температуры кусков кокса; *б* — температура газового потока (варианты 1 и 2)

При нагреве в среде с постоянной температурой, время изменяется в пределах $0-\infty$, причем $t \rightarrow T_{\text{усл}}$ при $\tau \rightarrow \infty$. Но при противотоке $\tau = y/v_m$, т.е. при $\tau \rightarrow \infty$, мы должны рассмотреть случай $y \rightarrow \infty$. Когда $m < 1$, $t_k \rightarrow T_0$ при $y \rightarrow \infty$, можно записать

$$W_{\Gamma}T_0 + W_m t_0 = W_{\Gamma}T_k + W_m T_0.$$

Следовательно,

$$T_{\text{усл}} = T_0 = (T_k - mt_0)/(1 - m). \quad (1.42)$$

При $m > 1$, если $y \rightarrow \infty$, $T_k \rightarrow t_0$, поэтому

$$T_{\text{усл}} = T_k = (mt_k - T_0)/(m - 1).$$

Следует отметить, что $T_{\text{усл}}$ может изменяться в широких пределах и даже становиться отрицательной величиной при $m > 1$.

При прямотоке $W_m(t_k - t_0) = W_{\Gamma}(T_0 - T_k)$, причем $t_k \rightarrow T_k$ при $y \rightarrow \infty$. Следовательно,

$$T_{\text{усл}} = T_k = (T_0 + mt_0)/(1 + m).$$

При выбранном значении $T_{\text{усл}}$, величина $\alpha_{\text{усл}}$ должна обеспечивать правильность теплового потока на любом горизонте. Это условие требует выполнения уравнения

$$Q = (\alpha_F/m') (T - t) = (\alpha_{\text{усл}}/m'_{\text{усл}}) (T_{\text{усл}} - t).$$

Если учесть для места загрузки материала, что $m' = 1 + \frac{\alpha_F R}{(k+2)\lambda_m}$,

а для $m < 1$ можно заменить $T_{\text{усл}}$ выражением (1.41), то в итоге для условий противотока можно получить

$$\alpha_{\text{усл}} = \frac{\alpha_F(1-m)}{1 + \frac{m}{k+2} \frac{\alpha_F R}{\lambda_m}}, \quad (1.43)$$

где k — коэффициент формы куска.

Аналогичным образом для противотока, если $m > 1$, можно найти

$$\alpha_{\text{усл}} = \frac{\alpha_F(m-1)}{1 + \frac{m}{k+2} \frac{\alpha_F R}{\lambda_m}}$$

и для прямотока

$$\alpha_{\text{усл}} = \frac{\alpha_F(1+m)}{1 + \frac{m}{k+2} \frac{\alpha_F R}{\lambda_m}}.$$

По $\alpha_{\text{усл}}$ вычисляют $Bi_{\text{усл}} = \alpha_{\text{усл}} R / \lambda_{\text{усл}}$, а затем расчеты продолжают по обычным формулам, описывающим нагрев тел простейшей формы, которые приводятся в учебниках «Тепло- и массообмен» в разделе «Нестационарная теплопроводность». При этом используется понятие регулярного режима. В частности, для шаров имеем:

$$\vartheta_{\text{мас}} = \frac{t_{\text{мас}} - T_{\text{усл}}}{t_0 - T_{\text{усл}}} = M_s \exp(-\varepsilon^2 Fo);$$

$$\vartheta_{\text{пов}} = \frac{t_{\text{пов}} - T_{\text{усл}}}{t_0 - T_{\text{усл}}} = P_s \exp(-\varepsilon^2 Fo);$$

$$\vartheta_{\text{ц}} = \frac{t_{\text{ц}} - T_{\text{усл}}}{t_0 - T_{\text{усл}}} = N_s \exp(-\varepsilon^2 Fo);$$

$$\theta = \frac{T - T_{\text{усл}}}{t_0 - T_{\text{усл}}} = m M_s \exp(-\varepsilon^2 Fo).$$

Коэффициенты ε^2 , M_s , P_s и N_s выбираются по специальным таблицам. Индексы s у коэффициентов общеприняты для таблиц приближенных графических значений.

Пример. Решить предыдущую задачу методом Д. В. Будрина.

Часть результатов расчета можно использовать из предыдущего примера. Согласно тепловому балансу для условий примера $T_k = 800$ °С. В таком случае по формуле (1.42) величина условной температуры будет

$$T_{\text{усл}} = \frac{T_k - m t_0}{1 - m} = \frac{800 - 0,8 \cdot 1000}{1 - 0,8} = 0$$
 °С.

Для шара $k = 3$. Таким образом, расчет по формуле (1.43) дает

$$\alpha_{\text{усл}} = \frac{40 \cdot 0,2}{1 + \frac{0,8}{5} \cdot \frac{40 \cdot 0,075}{0,5}} = 4,082 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)};$$

$$Bi_{\text{усл}} = 4,082 \cdot 0,075 / 0,5 = 0,6122.$$

Для этого значения $Bi_{\text{усл}}$ по таблице интерполяцией получают: $\varepsilon^2 = 1,6274$; $P_s = 0,8806$; $M_s = 0,99376$; $N_s = 1,1742$.

Далее

$$Fo = \frac{a\tau}{R^2} = \frac{ay}{R^2 v_m} = \frac{0,001675y}{3600 \cdot (0,075)^2 \cdot 3,323 \cdot 10^{-4}} = 0,2489y.$$

$$\varepsilon^2 Fo = 1,6274 \cdot 0,2489 \cdot 3,34 (y/H_0) = 1,3529 (y/H_0).$$

Остальные расчеты выполняются в пакете Mathcad.

$$\varepsilon_2 := 1.3529 \quad P_s := 0.8806 \quad M_s := 0.99376 \quad N_s := 1.1742 \quad t_0 := 1000 \quad m := 0.8$$

$$v_{\text{mac}}(z) := M_s \cdot \exp(-\varepsilon_2 \cdot z) \quad t_{\text{mac}}(z) := t_0 \cdot v_{\text{mac}}(z)$$

$$v_{\text{пов}}(z) := P_s \cdot \exp(-\varepsilon_2 \cdot z) \quad t_{\text{пов}}(z) := t_0 \cdot v_{\text{пов}}(z)$$

$$v_{\text{ц}}(z) := N_s \cdot \exp(-\varepsilon_2 \cdot z) \quad t_{\text{ц}}(z) := t_0 \cdot v_{\text{ц}}(z)$$

$$\theta(z) := m \cdot M_s \cdot \exp(-\varepsilon_2 \cdot z) \quad T(z) := t_0 \cdot \theta(z) \quad \Delta t(z) := t_{\text{ц}}(z) - t_{\text{пов}}(z)$$

Результаты расчетов представлены на рис. 1.9 и в расположенных ниже этого рисунка таблицах.

$$z := 0, 0.2.. 1.0$$

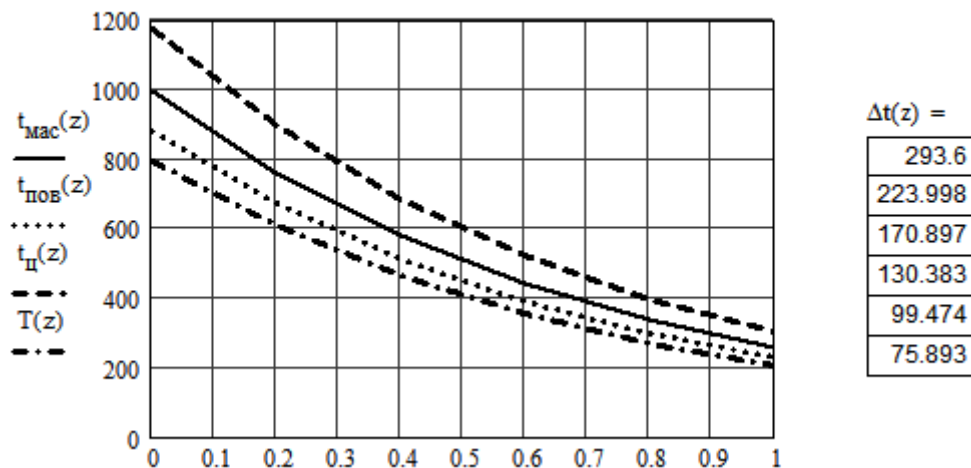


Рис. 1.9. Распределение температур по сечению кусков кокса при их охлаждении газом

Таблицы значений рассчитанных величин, °C:

| $t_{\text{мас}}(z) =$ | $t_{\text{пов}}(z) =$ | $t_{\text{ц}}(z) =$ | $T(z) =$ |
|-----------------------|-----------------------|---------------------|----------|
| 993.76 | 880.6 | $1.174 \cdot 10^3$ | 795.008 |
| 758.176 | 671.842 | 895.84 | 606.541 |
| 578.441 | 512.573 | 683.47 | 462.752 |
| 441.314 | 391.061 | 521.444 | 353.051 |
| 336.694 | 298.355 | 397.829 | 269.356 |
| 256.877 | 227.626 | 303.518 | 205.501 |

Нетрудно заметить, что результаты расчетов существенно различаются: метод Д. В. Будрина дает значительно более высокие температуры. Важно также подчеркнуть то, что, в отличие от метода Б. И. Китаева, в данном случае не представляется возможным оценить погрешность метода без вычислений. Обращают на себя внимание и слишком большие перепады температур по сечению куска. Тем не менее, данный метод широко используется при нагреве металла в методических и других нагревательных печах.

При расчете теплообмена в слое необходимо также учитывать источники и стоки тепла, обусловленные развитием физико-химических процессов. Эта проблема была решена путем введения в расчеты кажущейся теплоемкости шихты. Если в материале при нагреве (охлаждении) идут физико-химические процессы, характеризующиеся тепловыми эффектами, то уравнение теплообмена между газом и материалом, например, для движущегося слоя может быть записано так:

$$Q = \alpha_v(T - t)Sdy = W_m dt \pm \Sigma q_{\text{хим}},$$

или в конечных разностях

$$Q = G_m c_m \Delta t \pm \Sigma q_{\text{хим}}, \quad (1.44)$$

т. е. количество теплоты, подводимое от газового потока к поверхности кускового материала, будет расходоваться не только на изменение теплосодержания куска, но и на развитие химических процессов ($+\Sigma q_{\text{хим}}$), если эти процессы эндотермические. При развитии экзотермических процессов, $q_{\text{хим}} < 0$. Другими словами, при выделении теплоты в материале, при его нагреве, температура материала поднимается быстрее, чем при чисто физическом нагреве.

В результате несложных математических преобразований из уравнения (1.43) можно получить

$$Q/(G_M \Delta t) = c_M \pm \Sigma q_{\text{хим}}/(G_M \Delta t).$$

Второе слагаемое в правой части этого уравнения имеет размерность объемной теплоемкости, т. е. такую же, как и первое слагаемое. Следовательно, есть возможность в практических расчетах складывать обе величины и считать сумму физической и «химической» теплоемкостей кажущейся теплоемкостью шихты, т. е.

$$c_{\text{каж}} = c_M + c_{\text{хим}}.$$

Величина $q_{\text{хим}}$ может быть найдена по количеству прореагировавшего вещества и тепловому эффекту реакции.

1.7. Закономерности движения газа в плотном слое шахтных печей

В представленных материалах о теплообмене в плотном слое предполагалось одномерное (поршневое) движение газов и материалов. Более того, в качестве характеристики потока газов использовалась скорость фильтрации, т. е. скорость потока на «пустое» сечение агрегата.

Разработка комплексных математических моделей слоевых металлургических печей и агрегатов в общем случае сопряжена с большими трудностями. Прежде всего это связано со сложностью математического описания движения потока газа в слое кусковых материалов. Использование известных уравнений Навье-Стокса в данном случае не представляется возможным из-за сложной конфигурации каналов для прохода газа, которая к тому же заранее неизвестна. Однако упомянутую выше методику перехода к фиктивным скоростям (скоростям фильтрации) применительно к условиям шахтных печей нельзя признать удовлетворительной, т. к. от параметров динамики газов (скорости, давления, температуры) зависит интенсивность протекания процессов тепло- и массообмена.

Проблема, таким образом, состоит в том, чтобы получить уравнения движения газа в слое, связывающие среднюю скорость газа в меж-

кусовом пространстве (истинную скорость), его действительное давление и температуру. При этом, естественно, должны выполняться уравнения сохранения массы, количества движения и энергии. По-видимому, решение вышеуказанной проблемы должно быть основано на использовании параллели между течением газа в слое и движением гипотетической жидкости, занимающей весь объем аппарата, включая объем кусковых материалов.

Течение в пористой среде. Слой кусковых материалов с находящимся в межкусовом пространстве газом представляет собой неоднородную среду. Однако можно уподобить его гипотетической однородной жидкости, динамические свойства которой те же, что и локальные усредненные свойства действительной неоднородной среды. При таком подходе сложная проблема движения вязкого газа в межкусовом пространстве движущегося или неподвижного слоя может быть сведена к относительно простой проблеме движения однородной жидкости, преодолевающей некоторое добавочное сопротивление.

Способы введения средних характеристик движения гипотетической жидкости, или способы осреднения (пространственное, временное, пространственно-временное, вероятностное и т. д.), принципиально несущественны. Важно только, чтобы при выводе уравнений переноса такой жидкости использовалась бы одна и та же методика на всех этапах анализа. В дальнейшем будет использовано локальное усреднение по объему, обладающее наибольшей наглядностью. В математическом плане анализ закономерностей усреднения по объему достаточно сложен, поэтому для усвоения этих вопросов необходимо изучение специальной литературы. Наиболее полно теория усреднения изложена в следующих источниках:

- Слеттери, Дж. С. Теория переноса импульса, энергии и массы в сплошных средах. М. : Энергия, 1978. 448 с.
- Лыков, А. В. Тепломассообмен : справочник. М. : Энергия, 1971. С. 338–467.

В данной книге, вследствие ограниченности объема, изложены положения, необходимые непосредственно для получения итоговых соотношений или доказательства теорем.

Первые исследования в плане построения осредненных уравнений в 1856 г. выполнил Г. Дарси, изучавший течение воды через плотный слой сыпучего материала вдоль оси цилиндра высотой L с поперечным сечением F под действием разности давления ΔP . Обработывая

экспериментальные данные для объемного расхода воды Q , он получил соотношение

$$\frac{\Delta P}{L} = b \frac{Q}{F}.$$

Позднее было замечено, что коэффициент пропорциональности b определяется коэффициентом молекулярной динамической вязкости ньютоновской жидкости μ и некоторым параметром κ , который получил название проницаемости слоя,

$$\frac{\Delta P}{L} = \frac{\mu}{\kappa} \frac{Q}{F}. \quad (1.45)$$

Выражение (1.45) обычно называется законом Дарси.

Однако существует по крайней мере три основных вопроса, на которые уравнение (1.45) не дает ответа.

1. Как решить задачу для другой геометрии или других граничных условий?

Стандартный ответ: дифференциальное уравнение, аналогичное (1.45), описывает течение в каждой точке слоя (пористой среды)

$$\nabla P + \frac{\mu}{\kappa} \mathbf{v} = 0. \quad (1.46)$$

Здесь символ ∇ (набла) является стандартным обозначением векторной дифференциальной операции grad (градиент).

Обычно выражение (1.46) используют в форме, непосредственно определяющей скорость среды,

$$\mathbf{v} = -\frac{\kappa}{\mu} \nabla P.$$

Основная трудность, связанная с этим уравнением, заключается в том, что среднее давление P и средняя скорость \mathbf{v} не могут быть представлены с учетом распределения локального давления и локальной скорости в порах.

2. Как решить задачу для ориентированного (обычно называют анизотропного) слоя?

Под ориентированным слоем (пористой структурой) подразумевают структуру, имеющую направление или совокупность направлений, внутренне связанных с геометрией пустот (пор). Например, в естественной слоистой породе часто имеет место градиент диаметра частиц в направлении силы тяжести или в направлении, которое пер-

воначально было направлением силы тяжести. Неориентированный слой (часто называемый изотропным) не имеет таких направлений.

Обычно считают, что уравнение (1.46) описывает течение в изотропном слое. Для анизотропного слоя вместо скалярной проницаемости k используют тензор проницаемости второго ранга \mathbf{K}

$$\nabla P + \mu \mathbf{K}^{-1} \cdot \mathbf{v} = 0. \quad (1.47)$$

Тензор \mathbf{K} является симметричной и обратимой величиной, но обоснование этих свойств оставляет место для сомнений.

3. Как решить задачу при движении вязкоупругой жидкости (шлаки, расплавы) через пористую среду?

Ответы на эти вопросы будут представлены в следующих параграфах при установлении соотношений типа (1.46) и (1.47). Поскольку \mathbf{v} и P характеризуют локальные скорость и давление, то необходимо связать с каждой точкой слоя усредненное по объему дифференциальное уравнение неразрывности и движения (первый закон Коши). В дальнейшем обсуждении пористая структура считается жесткой и неподвижной.

Локальное усреднение по объему. Необходимо связать с каждой точкой слоя (пористой среды) локально усредненное по объему дифференциальное уравнение неразрывности:

$$\frac{\partial \rho}{\partial \tau} + \text{div}(\rho \mathbf{v}) = 0. \quad (1.48)$$

Под словами «каждая точка слоя (пористой среды)» подразумевается твердая и жидкая фазы, а также область на границе раздела фаз твердое тело — жидкость.

Сначала выберем некоторую точку z пористой среды, изображенной на рис. 1.10.

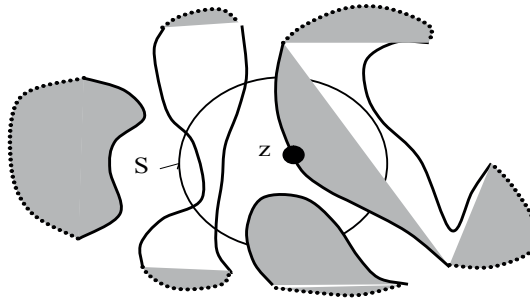


Рис. 1.10. Поверхность усреднения S , связанная с каждой точкой z в пористой среде

Совершенно безразлично, локализована ли эта точка в твердой, жидкой фазе или на поверхности раздела фаз, — все равно вывод остается неизменным. Пусть эта точка будет связана с замкнутой поверхностью S , которая ограничивает объем V . Минимальный размер S будет раскрыт позже. Можно считать, что эта точка лежит внутри S , но это совершенно несущественно.

Обозначим через $V_{(f)}$ поры, содержащие жидкость внутри S ; объем и форма $V_{(f)}$ обычно будут изменяться от точки к точке слоя. Замкнутая ограничивающая поверхность $S_{(f)}$ для $V_{(f)}$ является суммой S_e и S_w . S_e соответствует проходам S , а S_w — стенкам поры. Можно считать S_e входными и выходными поверхностями объема $V_{(f)}$. Уравнение баланса массы для жидкости, содержащейся внутри этой замкнутой поверхности S , можно получить, если проинтегрировать дифференциальное уравнение неразрывности (1.48) по области $V_{(f)}$, занятой жидкостью внутри S :

$$\int_{V_{(f)}} \left[\frac{\partial \rho}{\partial \tau} + \operatorname{div}(\rho \mathbf{v}) \right] dV = 0. \quad (1.49)$$

Можно сразу поменять местами операции интегрирования по объему и дифференцирования по времени в первом слагаемом подынтегрального выражения в выражении (1.49), т. к. эти аргументы взаимно независимы:

$$\frac{\partial}{\partial \tau} \int_{V_{(f)}} \rho dV + \int_{V_{(f)}} \operatorname{div}(\rho \mathbf{v}) dV = 0, \quad (1.50)$$

или

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial \tau} + \frac{1}{V} \int_{V_{(f)}} \operatorname{div}(\rho \mathbf{v}) dV = 0. \quad (1.51)$$

Если ввести B — произвольный скаляр, вектор или тензор второго ранга, связанный с жидкостью, то

$$\bar{B} \equiv \frac{1}{V} \int_{V_{(f)}} B dV, \quad (1.52)$$

т. е. \bar{B} есть локальное среднее по объему V величины B , связанной с жидкостью. Локальная объемно-усредненная плотность, введенная в уравнение (1.51), есть частный случай использования этого определения.

Если бы интегрирование по объему можно было поменять местами с операцией дивергенции во втором слагаемом выражения (1.51),

то достигнуть результата было бы относительно просто. Но пределы интегрирования по объему зависят от геометрии поры (пустоты), ограниченной поверхностью S , и должны зависеть от положения z . В следующем параграфе этот вопрос обсуждается более подробно.

Теорема о локальном среднем по объему от градиента. Пусть B — скаляр, вектор или тензор второго ранга, связанный с жидкостью. Если

$$\overline{\nabla B} \equiv \frac{1}{V} \int_{V_0} \nabla B dV, \quad (1.53)$$

то представляет интерес установить, в каком случае можно поменять местами операцию усреднения по объему и операцию градиента, чтобы получить

$$\nabla \bar{B} \equiv \nabla \left(\frac{1}{V} \int_{V_0} B dV \right).$$

Далее поверхность усреднения S , введенную ранее, следует связать с каждой точкой пористой среды. Этого можно достичь простым ее перемещением без вращения. Например, если поверхность S — элементарный шар, центр которой совпадает с точкой, рассматриваемой первоначально, то каждой точке слоя будет соответствовать элементарная сфера. Если значение S невелико по сравнению со средним диаметром поры (канала для прохода газов), то эта поверхность может заключать в себе только твердое тело или только жидкость во многих точках; в противном случае многие поры могут пересекать S , причем пересечения служат входом или выходом для жидкости, ограниченной поверхностью S .

Свяжем положение точки среды не с глобальными координатами, а непосредственно с траекторией возможного перемещения (рис. 1.11). В таком случае сам факт перемещения будет описываться изменением положения точки s на траектории, а скорость перемещения — длиной дуги, проходимой этой точкой в единицу времени.

В общем случае следует, как показано на рис. 1.11, выделить произвольную кривую, проходящую через пористую среду. Пусть s , как параметр, является длиной дуги, измеряемой вдоль этой кривой. Можно считать каждую точку вдоль этой кривой системой, обозначенной через $V_{(s)}$, состоящей из пор, заполненных жидкостью, которая ограничена поверхностью S . Можно представить $V_{(s)}$ как функцию пара-

метра вдоль этой кривой. Если в обобщенной теореме переноса вместо времени использовать параметр s , то

$$\frac{d}{ds} \int_{V_0} B dV = \int_{V_0} \frac{\partial B}{\partial s} dV + \int_{S_0} B \frac{d\mathbf{p}}{ds} \cdot \mathbf{n} dS.$$

Здесь \mathbf{p} — поле радиус-вектора; \mathbf{n} — единичная нормаль к поверхности S .

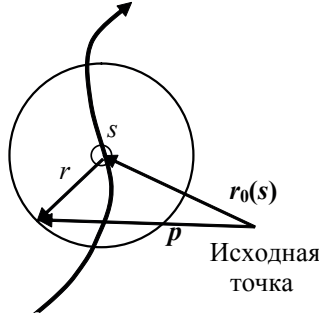


Рис. 1.11. Положение точки s вдоль кривой;
 \mathbf{r} — положение на поверхности S_0 относительно точки s

В дальнейшем следует ограничиться такими значениями B , которые являются функциями только положения (и времени),

$$\frac{\partial B}{\partial s} = 0. \quad (1.54)$$

Под $\partial B / \partial s$ подразумевают производную по s , полагая положение и время заданными. Фиктивные частицы системы движутся в зависимости от s по касательной к неподвижным стенкам поры на поверхности S_w

$$\frac{d\mathbf{p}}{ds} \cdot \mathbf{n} = 0 \text{ на поверхности } S_w. \quad (1.55)$$

Пусть $\mathbf{r}_0(s)$ — радиус-вектор, определяющий положение точки s на произвольной кривой, а $\mathbf{r}(s)$ — радиус-вектор, определяющий положение точки на поверхности S_0 относительно этой точки s (которая находится в центре шара для случая, показанного на рис. 1.11). При условии, что S перемещается без вращения вдоль этой произвольной кривой, которая связана с каждой точкой пористой среды, на поверхности S_e имеем

$$\frac{d\mathbf{p}}{ds} = \frac{d\mathbf{r}_0}{ds} + \frac{d\mathbf{r}}{ds} = \frac{d\mathbf{r}_0}{ds}. \quad (1.56)$$

Уравнения (1.54)–(1.56) позволяют переписать обобщенную теорему переноса в виде

$$\frac{d}{ds} \int_{V_{(f)}} B dV = \frac{d\mathbf{r}_0}{ds} \cdot \int_{V_{(f)}} B dV = \int_{S_e} B \frac{d\mathbf{r}_0}{ds} \cdot \mathbf{n} dS,$$

или, поскольку $d\mathbf{r}_0/ds$ не зависит от положения на поверхности S_e ,

$$\frac{d\mathbf{r}_0}{ds} \cdot \nabla \int_{V_{(f)}} B dV = \left(\int_{S_e} B \mathbf{n} dS \right) \cdot \frac{d\mathbf{r}_0}{ds}.$$

Поскольку кривая, проходящая через пористую среду, была выбрана произвольно,

$$\nabla \int_{V_{(f)}} B dV = \int_{S_e} B \mathbf{n} dS. \quad (1.57)$$

Используя формулу Остроградского — Гаусса (преобразование Грина), уравнение (1.53) можно преобразовать к виду

$$\frac{1}{V} \int_{V_{(f)}} B dV = \frac{1}{V} \int_{S_e + S_w} B \mathbf{n} dS.$$

С учетом выражения (1.57) найдем

$$\begin{aligned} \overline{\nabla B} &\equiv \frac{1}{V} \int_{V_{(f)}} \nabla B dV = \nabla \left(\frac{1}{V} \int_{V_{(f)}} B dV \right) + \frac{1}{V} \int_{S_w} B \mathbf{n} dS = \nabla \bar{B} + \\ &+ \frac{1}{V} \int_{S_w} B \mathbf{n} dS. \end{aligned} \quad (1.58)$$

Полученный результат называют теоремой о среднем по объему от градиента.

Частным случаем уравнения (1.58) является

$$\overline{\text{div} \mathbf{B}} \equiv \frac{1}{V} \int_{V_{(f)}} \text{div} \mathbf{B} dV = \text{div} \bar{\mathbf{B}} + \frac{1}{V} \int_{S_w} \mathbf{B} \cdot \mathbf{n} dS. \quad (1.59)$$

Здесь \mathbf{B} можно считать векторным полем, или полем тензора второго ранга. Уравнение (1.59) называют теоремой о среднем по объему от дивергенции. Оба эти выражения ((1.58) и (1.59)) показывают, что замена реальной жидкости условной однородной в математическом описании приводит к появлению слагаемых, определяющих дополнительное сопротивление проталкиванию этой среды через слой.

Локально усредненное по объему уравнение неразрывности и усреднение по объему первого закона Коши. Ранее было установлено (1.51), что локально усредненное по объему уравнение неразрывности можно записать в виде

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial \tau} + \frac{1}{V} \int_{V_{(f)}} \operatorname{div}(\rho \mathbf{v}) dV = 0.$$

Используя теорему о среднем по объему, можно записать его и так:

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial \tau} + \operatorname{div}(\bar{\rho} \bar{\mathbf{v}}) = 0. \quad (1.60)$$

При получении этого результата учитывалось, что скорость движения жидкости равна нулю на стенках поры S_w . Уравнение (1.60) в практических расчетах использовать неудобно, т. к. в нем имеет место среднее по объему $\bar{\rho} \bar{\mathbf{v}}$, а не произведение средних по объему $\bar{\rho} \bar{\mathbf{v}}$.

Для частного случая несжимаемой жидкости результат более простой:

$$\operatorname{div} \bar{\mathbf{v}} = 0.$$

Именно поэтому с несжимаемой жидкостью легче оперировать при рассмотрении течений в слое.

В приведенных выше преобразованиях имеется одна особенность, которую необходимо обязательно учитывать при разработке численных моделей процесса. Эта особенность связана с определением теплофизических свойств параметров потока, усредненного по объему. Для учета этой особенности следует вернуться к выражению (1.52), определяющему само понятие усредненной по объему величины:

$$\bar{B} \equiv \frac{1}{V} \int_{V_{(f)}} B dV.$$

Здесь переменная интегрирования изменяется в пределах $0 \dots V_{(f)}$, т. к. интегрирование ведется по объему жидкости в пустотах слоя. Поэтому, во-первых, в уравнении (1.52) dV необходимо заменить на $dV_{(f)}$ и, во-вторых, учесть то обстоятельство, что объем жидкости в пористой среде недоступен для анализа — известен лишь объем слоя V . Иными словами, при определении параметров однородной гипотетической жидкости, занимающей весь объем слоя, необходимо вместо выражения (1.52) использовать выражение

$$\bar{B} \equiv \frac{1}{V} \int_V B \left(\frac{dV_{(f)}}{dV} \right) dV = \frac{1}{V} \int_V B \varepsilon dV.$$

Здесь ε — порозность слоя, $\varepsilon = dV_{(f)}/dV$.

Таким образом, уравнение неразрывности однородной гипотетической жидкости, эквивалентной по расходу реальному газу в слое, следует записывать в виде

$$\frac{\partial(\varepsilon \rho)}{\partial \tau} + \operatorname{div}(\varepsilon \rho \mathbf{v}) = 0.$$

Анализ первого закона Коши, определяющего уравнение сохранения количества движения (импульса), следует начать, как и ранее, с преобразования локально усредненного по объему уравнения неразрывности. Для этого необходимо выбрать некоторую точку z в слое и проинтегрировать первый закон Коши по объему области пространства, занятой жидкостью $V_{(f)}$ и ограниченной поверхностью S , связанной с z ,

$$\frac{1}{V} \int_{V_{(f)}} \left[\frac{\partial(\rho \mathbf{v})}{\partial \tau} + \operatorname{div}(\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) - \operatorname{div} \mathbf{T} - \rho \mathbf{f} \right] dV = 0, \quad (1.61)$$

где \mathbf{T} — тензор напряжений, действующий в газе (жидкости), а \mathbf{f} — внешняя массовая сила, действующая на движущуюся среду.

Первое слагаемое подынтегрального выражения (1.61) преобразуется после проведения операций интегрирования по объему и дифференцирования по времени:

$$\frac{1}{V} \int_{V_{(f)}} \frac{\partial(\rho \mathbf{v})}{\partial \tau} dV = \frac{\partial(\overline{\rho \mathbf{v}})}{\partial \tau}. \quad (1.62)$$

Напомним, что черта над величиной в уравнении означает усредненный по объему параметр.

Используя теорему о среднем, второе и третье, слагаемые уравнения (1.61) можно представить как

$$\frac{1}{V} \int_{V_{(f)}} \operatorname{div}(\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) dV = \operatorname{div}(\overline{\rho \mathbf{v} \mathbf{v}}) \quad (1.63)$$

и

$$\frac{1}{V} \int_{V_{(f)}} \operatorname{div} \mathbf{T} dV = \operatorname{div} \bar{\mathbf{T}} + \frac{1}{V} \int_{S_w} \mathbf{T} \cdot \mathbf{n} dS. \quad (1.64)$$

При получении уравнения (1.63) учитывалось, что вектор скорости \mathbf{v} должен быть равен нулю на границе раздела фаз твердое тело — жидкость S_w . С учетом уравнений (1.62)–(1.64) соотношение (1.61) принимает вид:

$$\frac{\partial \overline{\rho \mathbf{v}}}{\partial \tau} + \operatorname{div}(\overline{\rho \mathbf{v} \mathbf{v}}) = \operatorname{div} \bar{\mathbf{T}} + \bar{\rho} \mathbf{f} + \frac{1}{V} \int_{S_w} \mathbf{T} \cdot \mathbf{n} dS. \quad (1.65)$$

Снова отмечаем, что усреднение по объему уравнения сохранения количества движения (первого закона Коши) привело к необходимости определения величины дополнительного сопротивления (последнее слагаемое правой части (1.65)).

Преобразование уравнения (1.65) для однородной гипотетической среды будет проанализировано ниже, а в дальнейшем анализе, простоты ради, ограничимся несжимаемой жидкостью и предположим, что всеми инерционными эффектами можно пренебречь в локальном усреднении по объему первого закона Коши. Удобно предположить, что внешнюю силу на единицу массы \mathbf{f} можно представить через скалярный потенциал φ :

$$\mathbf{f} = -\nabla \varphi.$$

При этих ограничениях уравнение (1.65) упрощается:

$$\operatorname{div}(\bar{\mathbf{T}} - \bar{\rho} \bar{\varphi} \mathbf{I}) + \frac{1}{V} \int_{S_w} (\mathbf{T} - \rho \varphi \mathbf{I}) \cdot \mathbf{n} dS = 0,$$

где \mathbf{I} — единичный тензор, или

$$\nabla(\bar{P} - p_0) - \operatorname{div} \bar{\mathbf{S}} + \mathbf{g} = 0.$$

Здесь P — модифицированное давление,

$$P = p + \rho \varphi,$$

а $\bar{\mathbf{S}}$ — тензор дополнительного напряжения. Постоянное исходное или окружающее давление p_0 вводится здесь для того, чтобы можно было определить

$$\mathbf{g} \equiv -\frac{1}{V} \int_{S_w} [\mathbf{T} + (p_0 - \rho \varphi) \mathbf{I}] \cdot \mathbf{n} dS$$

как силу на единицу объема, с которой жидкость, заключенная внутри S , действует на стенки пустот (пор), исключая при этом гидро-

статические силы, а также все другие, возникающие за счет давления окружающей среды. Эта сила \mathbf{g} связана только с движением жидкости.

Для несжимаемой ньютоновской жидкости

$$\bar{\mathbf{S}} = \mu \left[\overline{\nabla \mathbf{v}} + \left(\overline{(\nabla \mathbf{v})^T} \right) \right].$$

Преобразование Грина, а также то, что скорость жидкости на стенках поры равна нулю, позволяют утверждать, что

$$\overline{\nabla \mathbf{v}} \equiv \frac{1}{V} \int_{V(f)} \nabla \mathbf{v} dV = \frac{1}{V} \int_{S_e + S_w} \mathbf{v} \mathbf{n} dS = \nabla \bar{\mathbf{v}}.$$

Точно такие же аргументы можно использовать, чтобы показать, что

$$\overline{(\nabla \mathbf{v})^T} = (\nabla \bar{\mathbf{v}})^T.$$

Следовательно,

$$\bar{\mathbf{S}} = \mu \left[\nabla \bar{\mathbf{v}} + (\nabla \bar{\mathbf{v}})^T \right]$$

и

$$\operatorname{div} \bar{\mathbf{S}} = \mu \operatorname{div} (\nabla \bar{\mathbf{v}}).$$

Итак, если пренебречь всеми инерционными эффектами и предположить, что внешнюю силу на единицу массы можно представить градиентом скалярного потенциала, локально усредненное по объему уравнение первого закона Коши для несжимаемой ньютоновской жидкости можно записать в виде

$$\nabla (\bar{P} - p_0) - \mu \operatorname{div} (\nabla \bar{\mathbf{v}}) + \mathbf{g} = 0. \quad (1.66)$$

В это уравнение вошел параметр \mathbf{g} . Для его определения обычно используют эмпирические соотношения.

Эмпирические соотношения для \mathbf{g} . Эмпирические соотношения устанавливаются с привлечением экспериментальных данных. При этом, используя экспериментальные данные, необходимо обязательно обеспечить выполнение следующих условий:

- сила на единицу объема \mathbf{g} не должна зависеть от системы отсчета, т. е. должна быть инвариантной к системе координат. Это означает, что выполняется равенство

$$\mathbf{g}^* = -\frac{1}{V} \int_{S_w} [\mathbf{T}^* + (p_0 - \rho\phi)\mathbf{I}] \cdot \mathbf{n}^* dS = -\frac{1}{V} \int_{S_w} \mathbf{Q} \cdot [\mathbf{T} + (p_0 - \rho\phi)\mathbf{I}] \cdot \mathbf{n} dS = \mathbf{Q} \cdot \mathbf{g}.$$

Здесь \mathbf{Q} может зависеть от времени и быть ортогональным тензором второго ранга;

- любое эмпирическое соотношение для \mathbf{g} должно удовлетворять принципу независимости материала (свойств материала) от системы отсчета;
- из-за отсутствия уравнений связи для \mathbf{g} (математического описания) эмпирические соотношения строятся на основе теории размерностей (π -теорема Бэкингема);
- поверхность усреднения S достаточно велика, чтобы можно было предположить, что \mathbf{g} не есть явная функция положения в пористой структуре, хотя она вполне может быть неявной функцией положения в результате зависимости ее от других величин.

Пример. Течение ньютоновской жидкости через неориентированную (однородную) среду.

Предположим, что \mathbf{g} — функция разности локальной средней скорости жидкости $\bar{\mathbf{v}}$ и локальной средней скорости твердого тела (материала) $\bar{\mathbf{u}}$

$$\mathbf{g} = \tilde{\mathbf{g}}(\bar{\mathbf{v}} - \bar{\mathbf{u}}).$$

В этом выражении подразумевается также функциональная зависимость от нескольких скаляров, таких как порозность слоя, характерный диаметр частицы слоя (характерный размер поры), вязкость жидкости и т. п. Пусть

$$\bar{\mathbf{u}} \equiv \frac{1}{V} \int_{V-V_f} \mathbf{u} dV.$$

С учетом принципа независимости материала от системы отсчета, функциональная зависимость между этими величинами должна быть одной и той же в любой системе отсчета. Это означает, что

$$\mathbf{g}^* = \mathbf{Q} \cdot \mathbf{g} = \mathbf{Q} \cdot \tilde{\mathbf{g}}(\bar{\mathbf{v}} - \bar{\mathbf{u}}) = \tilde{\mathbf{g}}[\mathbf{Q} \cdot (\bar{\mathbf{v}} - \bar{\mathbf{u}})],$$

где \mathbf{g} — изотропная функция;

$$\tilde{\mathbf{g}}(\bar{\mathbf{v}} - \bar{\mathbf{u}}) = \mathbf{Q}^T \cdot \tilde{\mathbf{g}}[\mathbf{Q} \cdot (\bar{\mathbf{v}} - \bar{\mathbf{u}})].$$

Согласно теореме представления для изотропной векторной функции от одного векторного аргумента можно записать:

$$\mathbf{g} = \tilde{\mathbf{g}}(\bar{\mathbf{v}} - \bar{\mathbf{u}}) = R[\bar{\mathbf{v}} - \bar{\mathbf{u}}]. \quad (1.67)$$

При этом подразумевается, что коэффициент сопротивления R есть функция локальной усредненной скорости жидкости относительно локальной усредненной скорости материала $[\bar{\mathbf{v}} - \bar{\mathbf{u}}]$, кроме того, он является функцией вязкости жидкости μ , а также характерного размера частицы слоя d_s ,

$$R = R([\bar{\mathbf{v}} - \bar{\mathbf{u}}], \mu, d_s). \quad (1.68)$$

В таком случае плотность жидкости не учитывается, поскольку она не входит в локально усредненное по объему уравнение первого закона Коши, а также в локально усредненное по объему уравнение неразрывности для несжимаемой жидкости. Согласно теореме Бэкингема, уравнение (1.68) можно записать, используя постоянную безразмерную проницаемость слоя k_0^* ,

$$R = \frac{\mu}{d_s^2 k_0^*}. \quad (1.69)$$

Итак, уравнения (1.67) и (1.69) можно использовать для описания силы на единицу объема, с которой действует несжимаемая ньютоновская жидкость на неориентированную пористую структуру (однородный слой), исключая гидростатическую силу и силы, связанные с давлением окружающей среды. Заметим, что размерность правой части (1.67) совпадает с размерностью градиента давления, поэтому в данном случае выражение (1.66) можно переписать в форме

$$\nabla(\bar{P} - p_0) - \mu \operatorname{div}(\nabla \bar{\mathbf{v}}) + \frac{\mu}{d_s^2 k_0^*} \bar{\mathbf{v}} = 0. \quad (1.70)$$

В литературе уравнение (1.70) часто называют уравнением Бринкмана. Отметим также, что без второго слагаемого левой части выражение (1.70) по структуре совпадает с законом Дарси. Как показывает практика, этот закон хорошо работает при малых скоростях потока в слое, когда течение можно уверенно определить как ламинарное. При скоростях, характерных для промышленных агрегатов, более точные результаты дает выражение

$$\nabla(\bar{P} - p_0) - \mu \operatorname{div}(\nabla \bar{\mathbf{v}}) + 150 \left(\frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon d_{\kappa} \phi} \right)^2 \frac{\mu}{\varepsilon} \bar{\mathbf{v}} + 1,75 \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon d_{\kappa} \phi} \frac{\rho}{\varepsilon^2} |\bar{\mathbf{v}}| \bar{\mathbf{v}} = 0. \quad (1.71)$$

В выражении (1.71) ϕ — коэффициент формы куска. Без второго слагаемого левой части выражение (1.71) называют законом Эргана.

Таким образом, объединив полученные результаты, после учета особенностей газодинамической работы типовых промышленных агрегатов в виде шахтных печей различного назначения приходим к следующему окончательному виду уравнений:

- сохранения массы

$$\frac{\partial}{\partial \tau}(\rho \varepsilon) + \operatorname{div}(\rho \varepsilon_{\Pi} \mathbf{v}) = \varepsilon q_V,$$

где ε_{Π} — просветность слоя, а q_V — мощность источников (стоков) массы газа (локальное производство газа), кг/(м³·с);

- количества движения (импульса)

$$\varepsilon \rho \frac{d}{d\tau} \left(\frac{\varepsilon_{\Pi}}{\varepsilon} \mathbf{v} \right) = \varepsilon \rho \mathbf{g} - \operatorname{grad}(\varepsilon_{\Pi} p) - \frac{(1-\varepsilon)\varepsilon_{\Pi}^2}{\varepsilon^3 d_{\phi}} \left(a_1 \frac{1-\varepsilon}{d_{\phi}} \mu + a_2 \rho \varepsilon_{\Pi} |\mathbf{v}| \right) \mathbf{v}.$$

В последнем уравнении вместо соотношения С. Эргана можно использовать любую другую экспериментальную зависимость. Это принципиально важно, поскольку практически каждый вид слоевого агрегата имеет свойственный только ему закон сопротивления.

Обычно принимают, что средние значения просветности ε_{Π} и порозности ε равны между собой. Заметим, однако, что это предположение оказывается справедливым, если осреднение осуществляется по всему объему слоя, т. е. если структура слоя однородна. В более общем случае для слоя, состоящего из сферических частиц, имеем

$$\left(\frac{\varepsilon_{\Pi}}{\varepsilon} \right)_{\max} = \left(1 - \frac{\pi}{4 \sin \theta} \right) \left[6 - \frac{\pi}{6(1 - \cos \theta) \sqrt{1 + 2 \cos \theta}} \right]^{-1},$$

где θ — угол ромба, представляющего грань основного ромбоэдра. Величина θ характеризует укладку шаров слоя по элементу из восьми шаров и изменяется от 60° (наиболее плотная укладка) до 90° (наименее плотная укладка).

Скорость движения газов в слоевых металлургических печах и агрегатах относительно велика, поэтому в каждый определенный момент времени успевает установиться локальное равновесие. Это означает, что частными производными параметров по времени в уравнениях неразрывности и движения можно пренебречь и рассматривать движение газа как установившееся. В таком случае указанные уравнения примут вид:

$$\operatorname{div} (\rho \varepsilon_{\Pi} \mathbf{v}) = \varepsilon q_V; \quad (1.72)$$

$$\rho \varepsilon (\mathbf{v} \cdot \nabla) (\varepsilon_{\Pi} \mathbf{v} / \varepsilon) = \varepsilon \rho \mathbf{g} - \operatorname{grad} (\varepsilon p) - (A_1 + A_2 q) \mathbf{v}, \quad (1.73)$$

где q — модуль вектора скорости газа;

$$A_1 = a_1 \left[\frac{(1 - \varepsilon) \varepsilon_{\Pi}}{\varepsilon d_3 \phi} \right]^2 \frac{\mu}{\varepsilon}; \quad A_2 = a_2 \frac{(1 - \varepsilon) \varepsilon_{\Pi}^2}{\varepsilon^2 d_3 \phi} \rho.$$

Представленная математическая модель движения газа в слое характеризуется значительной сложностью — уравнения движения газа в слое лишь немногим проще известных уравнений Навье — Стокса, но обладают по сравнению с последними большей нелинейностью. Поэтому, даже предполагая дальнейшее численное решение, необходимо изыскать все возможные упрощения этой системы, которые бы не искажали реальной картины течения.

Одним из возможных упрощений модели является предположение о потенциальном (безвихревом) характере течения газа. Математическим условием отсутствия завихренности является соотношение $\operatorname{rot} \mathbf{v} = 0$. Из теории поля известно, что если это условие выполняется, то существует такая скалярная функция $\phi(\mathbf{x})$, называемая потенциальной функцией, градиент которой равен скорости \mathbf{v} , т. е.

$$\mathbf{v} = - \operatorname{grad} \phi. \quad (1.74)$$

Знак «минус» означает, что поток движется от большего потенциала к меньшему. Подставив выражение (1.74) в уравнение (1.72), получим уравнение для отыскания потенциальной функции ϕ

$$\operatorname{div} (\varepsilon_{\Pi} \rho \operatorname{grad} \phi) = 0. \quad (1.75)$$

Компоненты скорости газа рассчитывают по известному полю ϕ при помощи соотношения (1.74). Зная значения скоростей, можно определить давление газа на основе уравнения движения. Для безвихревых течений уравнение (1.73) примет вид:

$$\begin{aligned} -\operatorname{grad} (\varepsilon_{\Pi} p) &= \rho \varepsilon_{\Pi} \operatorname{grad} (q^2/2) - \rho \varepsilon \mathbf{v} [\mathbf{v} \cdot \operatorname{grad} (\varepsilon_{\Pi} / \varepsilon)] + \\ &+ (A_1 + A_2 q) \mathbf{v} - \varepsilon \rho \mathbf{g}. \end{aligned} \quad (1.76)$$

Сложность расчетов по уравнениям (1.74)–(1.76) заключается в их нелинейности: для вычисления потенциала ϕ требуется знание плотно-

сти ρ , которая зависит от давления, просветности и порозности слоя. Давление же газа, в свою очередь, определяется по полям скорости \mathbf{v} и плотности ρ , т.е. через потенциальную функцию φ . Естественным выходом из положения является использование итерационных численных схем.

В случае плоского (двумерного) или осесимметричного течения удобно использовать функцию тока ψ , вводимую соотношениями

$$\rho \varepsilon_{\Pi} v_x = \partial \psi / \partial y; \quad \rho \varepsilon_{\Pi} v_y = -\partial \psi / \partial x,$$

или в цилиндрических координатах

$$\rho \varepsilon_{\Pi} v_r = \partial \psi / \partial z; \quad \rho \varepsilon_{\Pi} v_z = -\partial \psi / \partial r.$$

Функция тока ψ по своему физическому смыслу характеризует массовый расход газа. При введении этой функции, уравнение неразрывности тождественно удовлетворяется, а условие отсутствия завихренности, например, для плоского течения $\partial v_x / \partial y - \partial v_y / \partial x = 0$ приводит к уравнению для определения ψ

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{\rho \varepsilon_{\Pi}} \frac{\partial \psi}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\rho \varepsilon_{\Pi}} \frac{\partial \psi}{\partial y} \right) = 0. \quad (1.77)$$

Граничные условия уравнений (1.75), (1.76) и (1.77) определяются профилем агрегата и геометрией ввода и вывода газа.

Многочисленные исследования показали: модель потенциально-го течения газа в слое может быть эффективно использована при выборе оптимальных с точки зрения равномерности газораспределения параметров геометрии фурменного устройства и шахтной печи (профиля печи). Что же касается абсолютных значений скоростей и давлений, точное значение которых необходимо для расчета процессов тепло- и массообмена, протекающих в слоевых металлургических печах и агрегатах, то погрешность в их определении, характерная для потенциальной модели, должна быть специально установлена путем сопоставления решений задач вихревого и потенциальных движений.

Чтобы завихренность потока $\omega = \text{rot} \mathbf{v}$ непосредственно фигурировала в уравнениях (1.72), (1.73), необходимо ввести векторный потенциал скорости ψ с помощью соотношения (в двумерном случае векторный потенциал с точностью до знака совпадает с функцией тока ψ , чем и объясняется его обозначение)

$$\varepsilon_{\Pi} \rho \mathbf{v} = \text{rot} \psi. \quad (1.78)$$

В этом случае уравнение неразрывности тождественно удовлетворяется, поскольку $\operatorname{div}(\varepsilon_n \rho \mathbf{v}) = \operatorname{div}(\operatorname{rot} \psi) \equiv 0$.

Уравнение для отыскания вектора ψ после применения операции rot к соотношению (1.78) принимает вид:

$$\nabla^2 \psi = -\varepsilon_n \rho \omega - \frac{1}{\varepsilon_n \rho} \operatorname{grad}(\varepsilon_n \rho) \operatorname{rot} \psi. \quad (1.79)$$

При выводе этого уравнения было сделано допущение: $\operatorname{div} \psi = 0$. Такое ограничение, наложенное на векторный потенциал, незначительно, поскольку последний определен с точностью до градиента произвольной функции.

Второе уравнение вихревого течения можно получить, применив операцию rot к уравнению (1.73). Используя известные теоремы векторного анализа, после соответствующих преобразований находим

$$\begin{aligned} & \varepsilon_n \rho [(\omega \cdot \nabla) \mathbf{v} - (\mathbf{v} \cdot \nabla) \omega] - \mathbf{v} [\omega \cdot \operatorname{grad}(\varepsilon \rho)] + \omega \operatorname{div} \mathbf{v} + [\mathbf{v} \cdot \operatorname{grad}(\varepsilon_n \rho)] \omega + \\ & + 2\varepsilon \rho [\mathbf{v} \cdot \operatorname{grad}(\varepsilon_n / \varepsilon)] \omega - \varepsilon \rho (\mathbf{v} \cdot \omega) \operatorname{grad}(\varepsilon_n / \varepsilon) + (A_1 + A_2 q) \omega = \operatorname{grad}(\varepsilon \rho) \mathbf{g} - \\ & - [\operatorname{grad}(A_1 + A_2 q)] \mathbf{v} - \varepsilon \rho [(\mathbf{v} \cdot \nabla) \operatorname{grad}(\varepsilon_n / \varepsilon) + (\operatorname{grad}(A_1 + A_2 q) \cdot \nabla) \mathbf{v}] \mathbf{v} - \\ & - [\mathbf{v} \cdot \operatorname{grad}(\varepsilon_n / \varepsilon)] \operatorname{grad}(\varepsilon \rho) \mathbf{v} - \operatorname{grad}(\varepsilon \rho) \operatorname{grad}(q^2 / 2). \end{aligned} \quad (1.80)$$

Используя соотношение (1.79), можно исключить \mathbf{v} из уравнения (1.80). Однако в практических расчетах это делать нецелесообразно; удобнее решать совместно систему (1.78)–(1.79).

Давление газа определяют из уравнения

$$\begin{aligned} \operatorname{grad}(\varepsilon_n p) = \varepsilon \rho \mathbf{g} - \varepsilon \rho [\mathbf{v} \cdot \operatorname{grad}(\varepsilon_n / \varepsilon)] \mathbf{v} + \varepsilon \rho [\mathbf{v} \cdot \omega - \operatorname{grad}(q^2 / 2)] - \\ - (A_1 + A_2 q) \mathbf{v}. \end{aligned}$$

Как и при решении задач потенциального течения, при решении системы уравнений (1.78)–(1.80) необходимо использовать высокоэффективный итерационный алгоритм численного решения.

В литературе представлено множество примеров решения различных задач, в которых реализуются описанные выше системы дифференциальных уравнений. Однако основной вклад в развитие математических моделей движения газа в слое в агрегатах различных типов и назначения, а также в разработку методов и алгоритмов их реализации внесен сотрудниками кафедры «Теплофизика и информатика в металлургии» УрФУ. На рис. 1.12 в качестве примера использования мо-

дели вихревого течения представлена картина линий тока в доменной печи как в основном объеме печи, так и в области фурменного очага.

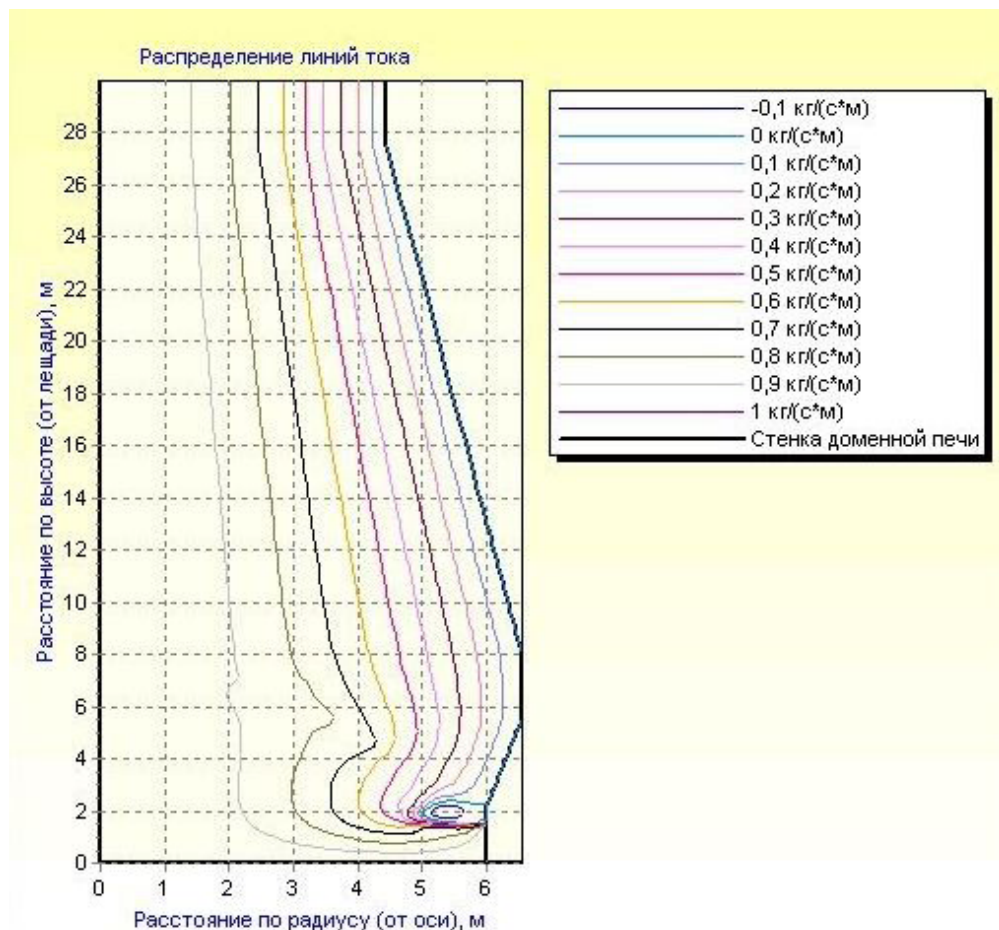


Рис. 1.12. Течение газа в доменной печи при расходе дутья $V_d = 35 \text{ м}^3/\text{с}$ (диаметр фурм $d_\phi = 0,18 \text{ м}$; их количество $n_\phi = 28$)

1.8. Закономерности совместного протекания процессов теплообмена и восстановления в противотоке

В слоевых металлургических агрегатах поток газов обычно служит основным носителем тепловой и химической энергии для обработки шихтовых материалов. Перенос теплоты и массы между потоком

газа и шихтовыми материалами является взаимосвязанным процессом и должен изучаться совместно.

В современной теории тепло- и массообмена получил развитие новый феноменологический метод исследования макроскопических явлений переноса, называемый термодинамикой необратимых процессов, или термодинамикой неравновесных состояний. Этот метод позволяет изучать перенос теплоты и массы при наличии химических реакций в неразрывной связи благодаря использованию системы взаимосвязанных дифференциальных уравнений переноса массы и энергии в обобщенных термодинамических потоках, которая учитывает и побочные эффекты (термодиффузия, диффузионная теплопроводность и др.), возникающие при наложении этих явлений.

В математическом плане описание таких взаимосвязанных явлений весьма сложно. В первом приближении достаточно рассмотреть «полукачественную» картину процессов массообмена, развивающихся в доменных печах при выплавке чугуна.

При математическом описании теплообмена и восстановления в доменных печах, между этими явлениями можно найти определенную аналогию, связанную с характером погашения потенциалов процессов по высоте слоя. Для теплообмена таким потенциалом является разность температур потоков теплоносителей, а для восстановления — разность действующего и равновесного парциальных давлений восстановителя (в изотермических условиях) или его концентраций (при постоянном давлении). Однако это далеко не полная аналогия.

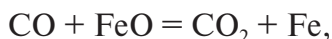
Прежде всего, потенциал теплопереноса связан с состоянием обоих потоков, тогда как потенциал восстановительного процесса не зависит от состояния (степени восстановления) железорудного материала. Кроме того, если коэффициент теплоотдачи в уравнении теплообмена сравнительно мало изменяется по высоте слоя, то коэффициент массообмена при восстановлении существенно зависит от степени восстановления материала и, следовательно, будет переменным по ходу процесса. Это отличие объясняется определяющим влиянием диффузионных и химических сопротивлений при восстановлении кускового железорудного материала, тогда как теплообмен в слое обычно лимитирует внешнее сопротивление. Указанные особенности восстановительного процесса, как, впрочем, и других физико-химических процессов, во многом определяют различие результатов теоретического

анализа явлений тепло- и массообмена в слое при кажущейся одинаковости их математических моделей.

Впервые процесс массообмена в противотоке применительно к восстановительным процессам изучал Б. И. Китаев. В соответствии с его представлениями, процесс восстановления железа из оксидов газобразным восстановителем описывается реакцией первого порядка. В этом случае для постоянных температур и давлений в качестве химического потенциала можно использовать потенциал, выраженный непосредственно через концентрации восстановителя или продукта реакции в газовой фазе. Известно два способа записи концентрационного потенциала для гетерогенной реакции

$$X_{\Gamma} + Y_{\text{ТВ}} = XY_{\Gamma} + Y'_{\text{ТВ}}$$

и, например, для реакции



$$\Delta C_1 = C_x - \bar{C}_x(\text{CO} - \text{CO}_2).$$

Здесь C_x — текущая концентрация восстановителя. Эта запись очень наглядна при графической интерпретации процесса погашения потенциала по высоте слоя и поэтому более удобна для качественного анализа полей концентраций в доменных печах. Другую запись потенциала

$$\Delta C_2 = C_x - \bar{K}C_{\text{ху}},$$

где \bar{K} и \bar{C}_x — константа равновесия и равновесная концентрация, удобнее использовать для количественных расчетов в реальных условиях промышленных агрегатов (при постоянстве суммы концентраций $C_x + C_y$, переменной температуре и т. д.). Соотношение между этими записями очень простое:

$$\Delta C_2 = (1 + \bar{K}) \cdot \Delta C_1.$$

Переход от одной системы к другой иллюстрируется рис. 1.13.

Для записи концентрационного потенциала используются все системы: первая для представления общей картины процесса в слое; вторая в основном для расчета, тем более, что именно в этой системе были получены обширные данные по коэффициентам массообмена восстановительного процесса.

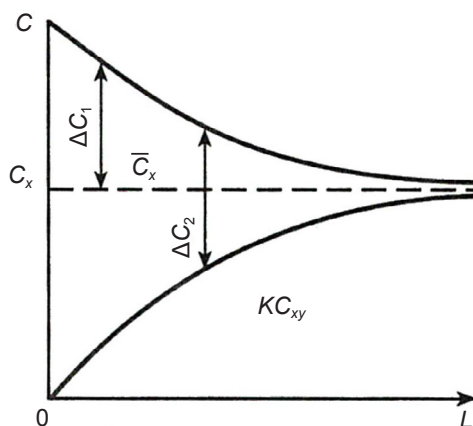


Рис. 1.13. Кинетика погашения концентрационных потенциалов по пути движения газов

Качественная картина процесса. Скорость процесса восстановления в первой системе можно описать, например, следующим уравнением:

$$v = k(C_x - \bar{C}_x), \quad (1.81)$$

где v — скорость расходования восстановителя на единицу реагирующей поверхности, $\text{м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$;

k — константа скорости реакции, $\text{м}/\text{с}$.

Строго говоря, выражение (1.81) справедливо при подстановке в качестве C_x концентрации, измеряемой непосредственно на поверхности реагирования, тогда как в условиях эксперимента со слоем обычно можно определить только концентрацию в потоке газа (в межкусковом пространстве слоя). Поэтому в данном выражении константа скорости реакции должна включать в себя сумму химического и диффузионного сопротивлений, т. е. представлять собой коэффициент массопередачи или, как его еще называют, суммарный коэффициент массообмена.

Перепишем выражение (1.81) для элементарного объема слоя высотой dy и поперечным сечением S в дифференциальном виде

$$dV_x = K_{\Sigma\Sigma}(C_x - \bar{C}_x)f S dy, \quad (1.82)$$

где V_x — количество прореагировавшего восстановителя, $\text{м}^3/\text{с}$;

$K_{\Sigma\Sigma}$ — суммарный коэффициент массообмена в слое, $\text{м}/\text{с}$;

f — удельная поверхность слоя, $\text{м}^2/\text{м}^3$.

Однако количество прореагировавшего восстановителя можно определить по изменению его концентрации в потоке газа

$$dV_x = -G_r dC_x, \quad (1.83)$$

где G_r — расход газа, м³/с.

Приравнявая правые части выражений (1.82) и (1.83), получают дифференциальное уравнение изменения концентрации восстановителя по высоте слоя

$$G_r dC_x = -K_{\Sigma\Sigma}(C_x - \bar{C}_x)f S dy. \quad (1.84)$$

Нетрудно заметить, что выражение (1.84) по структуре полностью аналогично уравнению Ньютона для конвективного теплообмена в противотоке. Очевидно, что на основе этой аналогии можно рассматривать и сущность характерных параметров восстановительного процесса. Так, например, аналогом теплоемкости потока может служить количество восстановителя, стехиометрически необходимое для полного восстановления всего железа рудной части шихты. Обозначим эту величину, представляющую по своему физическому смыслу так называемую массоемкость потока материалов, через W_m^* . Общее количество восстановителя, которое может быть израсходовано на процесс, составляет

$$W_r^* = G_r(C'_x - \bar{C}_x),$$

где C'_x — концентрация восстановителя на входе в слой (максимальное значение), тогда W_r^* — «химическая возможность», или массоемкость потока газа.

Обозначив через φ_{Fe} относительную степень восстановления железа (долю отнятого кислорода оксида железа) и через C относительный потенциал массообмена

$$C = (C_x - \bar{C}_x) / (C'_x - \bar{C}_x),$$

можно очень просто записать уравнение материального баланса для потоков материала и газа, полностью аналогичное уравнению теплового баланса для противотока,

$$W_m^* d\varphi_{Fe} = W_r^* dC, \quad (1.85)$$

где W_m^* — массообменный аналог теплоемкости потока материалов, а W_r^* соответствует теплоемкости потока газа.

Если учесть, что отношение G_r/S равно скорости потока газа w_r на полное сечение аппарата (при нормальных условиях) и использовать объемный коэффициент массообмена $K_{\Sigma V} = K_{\Sigma V} f$, то уравнение массообмена (1.84) можно записать в виде градиента относительного потенциала по высоте слоя

$$dC/dy = (-K_{\Sigma V}/w_r)C. \quad (1.86)$$

Таким образом, уравнения (1.85) и (1.86) описывают массообмен в слое при противотоке в самом общем виде. Их следует решать при следующих граничных условиях:

$$\left. \begin{array}{l} \text{при } y = 0 \quad C = 1; \\ \text{при } y = H_0 \quad \varphi_{Fe} = 0. \end{array} \right\} \quad (1.87)$$

В общем случае объемный коэффициент массообмена $K_{\Sigma V}$ зависит от степени восстановления φ_{Fe} . Это объясняется тем, что суммарный коэффициент массообмена определяет скорость расходования восстановителя в пересчете на единицу поверхности реагирования. Но, по мере восстановления куска руды, эта поверхность уменьшается до нуля, поэтому и $K_{\Sigma V}$ должен стремиться к нулю, иначе возникает бесконечный коэффициент массообмена, чего быть не может. Тем не менее на первом этапе изучения процесса будем считать $K_{\Sigma V}$ переменным, но не зависящим от φ_{Fe} . В таком случае уравнение (1.86) можно решать независимо от уравнения (1.85).

Разделяя переменные

$$dC/C = -K_{\Sigma V} dy/w_r$$

и интегрируя по C от 1 до C , а по y от 0 до y , получаем

$$\ln C - \ln 1 = -\frac{1}{w_r} \int_0^y K_{\Sigma V} dy,$$

или

$$\ln C = -\frac{y}{w_r} \frac{1}{y} \int_0^y K_{\Sigma V} dy = -\frac{\bar{K}_{\Sigma V} y}{w_r},$$

откуда

$$C(y) = \exp\left(-\frac{\bar{K}_{\Sigma V} y}{w_r}\right), \quad (1.88)$$

где $\bar{K}_{\Sigma V}$ — среднеинтегральное значение объемного коэффициента массообмена в интервале $0 \dots y$.

По аналогии с теплообменом можно выделить два основных типа массообменного противотока в зависимости от соотношения массовых емкостей W_{Γ}^*/W_M^* .

1) Тип противотока $W_{\Gamma}^* < W_M^*$. В данном случае восстановительная способность потока газов будет использована полностью, т.е. С уменьшится до 0. Но даже при этом условии железо не будет восстановлено до конца. Распределение относительного потенциала массообмена по высоте слоя и здесь описывается уравнением (1.88). Однако на уровне засыпи в соответствии с этим уравнением имеем

$$C|_{y=H_0} = 0 = \exp\left(-\frac{\bar{K}_{\Sigma V} H_0}{w_{\Gamma}}\right). \quad (1.89)$$

Для продуктов реакции (например, CO_2) получим несколько другое уравнение

$$\frac{\text{CO}_2}{\text{CO}} = 1 - \exp\left(-\frac{\bar{K}_{\Sigma V} y}{w_{\Gamma}}\right).$$

Значение ϕ_{Fe} получим, используя уравнение (1.86),

$$d\phi_{\text{Fe}} = \frac{W_{\Gamma}^*}{W_M^*} dC = -\frac{W_{\Gamma}^*}{W_M^*} \frac{\bar{K}_{\Sigma V}}{w_{\Gamma}} \exp\left(-\frac{\bar{K}_{\Sigma V} y}{w_{\Gamma}}\right), \quad (1.90)$$

или после интегрирования по ϕ_{Fe} от ϕ_{Fe} до 0, а по y — от y до H_0 с учетом выражения (1.89) находим

$$\phi_{\text{Fe}}(y) = \frac{W_{\Gamma}^*}{W_M^*} \exp\left(-\frac{\bar{K}_{\Sigma V} y}{w_{\Gamma}}\right) = \frac{W_{\Gamma}^*}{W_M^*} \cdot C(y).$$

Таким образом, максимально достижимая степень восстановления в этом случае составляет

$$\phi_{\text{Fe}}^{\max} = \frac{W_{\Gamma}^*}{W_M^*}.$$

Поскольку

$$\frac{d^2 C}{dy^2} = \left(\frac{\bar{K}_{\Sigma V}}{w_{\Gamma}}\right)^2 \exp\left(-\frac{\bar{K}_{\Sigma V} y}{w_{\Gamma}}\right) > 0,$$

кривые имеют вогнутость к оси y , т.е. график будет таким, как на рис. 1.14, а.

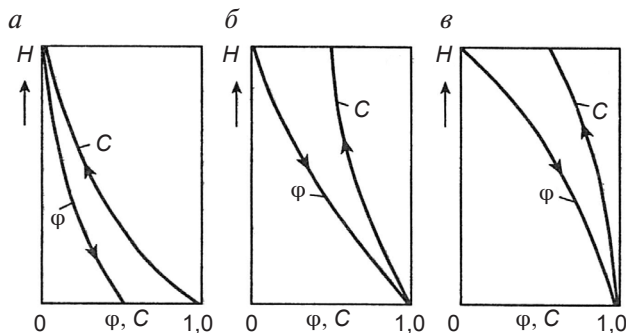


Рис. 1.14. Три типа массообменных противотоков:
 $a - W_{\Gamma}^* < W_{\text{м}}^*$; $б - W_{\Gamma}^* > W_{\text{м}}^*$; $в - W_{\Gamma}^* > W_{\text{м}}^*$ для реальных условий

2) Тип противотока $W_{\Gamma}^* > W_{\text{м}}^*$. При этом условии материалы будут обработаны полностью, т. е. на выходе из агрегата (при $y = 0$) $\phi_{\text{Fe}} = 1$. У газа имеется избыточный потенциал, поэтому на выходе из слоя (при $y = H_0$) $C = C''$. Однако здесь имеется и другой аспект.

Поскольку потенциал газа избыточен, избыточной может оказаться и полная высота слоя H_0 . Рассмотрим этот вопрос подробнее.

Решение уравнения (1.86), т. е. выражение (1.88), не зависит от соотношения $W_{\Gamma}^*/W_{\text{м}}^*$, поэтому справедливо и уравнение (1.90). Интегрируя его по y от y до H_{01} , где H_{01} — высота слоя, необходимая для полной обработки материала, получим

$$\phi_{\text{Fe}}(y) = \frac{W_{\Gamma}^*}{W_{\text{м}}^*} \left[\exp\left(-\frac{\bar{K}_{\Sigma V} y}{w_{\Gamma}}\right) - \exp\left(-\frac{\bar{K}_{\Sigma V} H_{01}}{w_{\Gamma}}\right) \right]. \quad (1.91)$$

При $y = 0$, $\phi_{\text{Fe}} = 1$. В таком случае из выражения (1.91) находим

$$\phi_{\text{Fe}}(0) = 1 = \frac{W_{\Gamma}^*}{W_{\text{м}}^*} \left[1 - \exp\left(-\frac{\bar{K}_{\Sigma V} H_{01}}{w_{\Gamma}}\right) \right],$$

откуда

$$\exp\left(-\frac{\bar{K}_{\Sigma V} H_{01}}{w_{\Gamma}}\right) = 1 - \frac{W_{\text{м}}^*}{W_{\Gamma}^*}. \quad (1.92)$$

Следовательно, высота, необходимая для полной обработки материала,

$$H_{01} = -\frac{w_{\Gamma}}{\bar{K}_{\Sigma V}} \ln\left(1 - \frac{W_{\text{м}}^*}{W_{\Gamma}^*}\right).$$

С учетом соотношения (1.92) решение (1.91) можно переписать в виде

$$\varphi_{\text{Fe}}(y) = \begin{cases} 1 & \text{при } y \leq H_0 - H_{01}; \\ 1 - \frac{W_{\text{r}}^*}{W_{\text{m}}^*} \left[1 - \exp\left(-\frac{\bar{K}_{\Sigma V} y}{w_{\text{r}}}\right) \right] & \text{при } y \geq H_0 - H_{01}. \end{cases}$$

Аналогично запишем

$$C(y) = \begin{cases} 1 & \text{при } y \leq H_0 - H_{01}; \\ \exp\left(-\frac{\bar{K}_{\Sigma V} y}{w_{\text{r}}}\right) & \text{при } y \geq H_0 - H_{01}. \end{cases}$$

$$C'' = \exp\left(-\frac{\bar{K}_{\Sigma V} H_{01}}{w_{\text{r}}}\right) = 1 - \frac{W_{\text{m}}^*}{W_{\text{r}}^*} \quad \text{при } y = H_{01}.$$

Это же соотношение можно получить непосредственно из уравнения баланса массы

$$W_{\text{m}}^* (\varphi_{\text{Fe}}'' - \varphi_{\text{Fe}}') = W_{\text{r}}^* (C' - C''),$$

или

$$W_{\text{m}}^* = W_{\text{r}}^* (1 - C''), \text{ откуда } C'' = 1 - \frac{W_{\text{m}}^*}{W_{\text{r}}^*}.$$

Графически это выглядит так, как на рис. 1.14, б. В реальной обстановке промышленных агрегатов кривые могут быть выпуклыми (рис. 1.14, в) вследствие уменьшения $\bar{K}_{\Sigma V}$.

Использование второго способа отображения восстановительного потенциала. Как показано выше, объемный коэффициент массообмена в реальных агрегатах изменяется от максимального значения до нуля, поскольку он характеризует расходование восстановителя на единицу площади реакционной поверхности, а последняя (поверхность) в процессе восстановления уменьшается до нуля. Эксперименты показывают, что хорошим приближением для описания характера изменения $K_{\Sigma V}$ является линейная зависимость этой величины от степени восстановления. Кроме того, учтем, что в экспериментах, как правило, определяется концентрация продукта реакции, а в этом плане более удобным является второй способ записи потенциала массопереноса.

Для упрощения записи, в дальнейшем индекс Fe у степени восстановления φ будет опущен, тогда, переходя к безразмерным переменным, вместо уравнений (1.85)–(1.87) можно записать

$$\frac{dC}{dY} = -(1-\varphi)C; \quad (1.93)$$

$$d\varphi = n^* dC; \quad (1.94)$$

$$\left. \begin{aligned} Y=0, \quad C=1; \\ Y=Y_0, \quad \varphi=0, \end{aligned} \right\} \quad (1.95)$$

где $Y = \frac{K_{\Sigma V}(1+\bar{k})y}{w_r}$; $Y_0 = \frac{K_{\Sigma V}(1+\bar{k})H_0}{w_r}$; $n^* = \frac{W_r^*}{W_m^*}$, а C и \bar{k} определены выше.

Уравнение баланса массы не зависит от того, изменяется ли $K_{\Sigma V}$ или нет. Поэтому, в зависимости от величины n^* , можно выразить φ через C и решить уравнение (1.94).

Если отношение массоемкостей потоков n^* меньше 1, восстановительного потенциала газа не хватает для полного восстановления оксидов, поэтому $C(Y_0) = 0$. В таком случае, после интегрирования (1.93) по Y от Y_0 до Y , можно получить

$$\varphi(Y_0) - \varphi(Y) = n^* [C(Y_0) - C(Y)]$$

или с учетом уравнения (1.95)

$$\varphi(Y) = n^* C(Y). \quad (1.96)$$

Отсюда очевиден установленный ранее результат, что $\varphi = n^*$ при $Y = 0$.

Дальнейшие преобразования связаны подстановкой выражения (1.96) в уравнение (1.94), что позволяет получить

$$\frac{dC}{dY} = -(1-n^*C)C, \quad \text{или} \quad \frac{dC}{(1-n^*C)C} = -dY. \quad (1.97)$$

После разложения на элементарные дроби левой части (1.97) получим

$$\frac{1}{(1-n^*C)C} = \frac{\alpha}{C} + \frac{\beta}{1-n^*C} = \frac{\alpha + (\beta - n^*\alpha)C}{(1-n^*C)C},$$

откуда следует, что $\alpha = 1$, $\beta = n^*$ и вместо уравнения (1.97) будет

$$\frac{dC}{(1-n^*C)C} = \frac{dC}{C} + \frac{n^* dC}{1-n^*C} = \frac{dC}{C} - \frac{d(1-n^*C)}{1-n^*C} = -dY; \quad (1.98)$$

$$\ln C - \ln(1-n^*C) = \ln K - Y,$$

где K — константа интегрирования.

При $Y = 0$, $C = 1$ и $\ln K = -\ln(1 - n^*) = \ln[1/(1 - n^*)]$, тогда второе уравнение в выражении (1.98) можно записать в форме

$$\ln \left[\frac{C}{1 - n^* C} (1 - n^*) \right] = -Y,$$

или

$$C(Y) = \frac{\frac{1}{1 - n^*} \exp(-Y)}{1 + \frac{n^*}{1 - n^*} \exp(-Y)},$$

$$\varphi(Y) = n^* C(Y) = \frac{\frac{n^*}{1 - n^*} \exp(-Y)}{1 + \frac{n^*}{1 - n^*} \exp(-Y)}.$$

Обозначив $k = n^*/(1 - n^*)$, можно вычислить производные концентраций. Поскольку

$$\frac{dC}{dY} = \frac{1}{1 - n^*} \frac{d}{dY} \left(\frac{e^{-Y}}{1 + k e^{-Y}} \right) = -\frac{1}{1 - n^*} \frac{e^{-Y}}{(1 + k e^{-Y})^2} < 0,$$

то функция $C(Y)$ убывающая. Однако

$$\frac{d^2 C}{dY^2} = \frac{1}{1 - n^*} \frac{e^{-Y} (1 - k e^{-Y})}{(1 + k e^{-Y})^3} > 0,$$

т.е. кривые $C(Y)$ и $\varphi(Y)$ вогнуты к оси ординат.

При отношении массоемкостей потоков n^* более 1, восстановительный потенциал избыточен и $\varphi = 1$ при $Y = 0$. В таком случае из выражения (1.94) можно найти

$$\varphi(Y) - \varphi(0) = n^* [C(Y) - C(0)],$$

или

$$\varphi(Y) = 1 - n^* [1 - C(Y)]. \quad (1.99)$$

При $Y = Y_0$, $\varphi = 0$, как было установлено ранее другими методами,

$$C(Y_0) = 1 - \frac{1}{n^*} = 1 - \frac{W_{\text{м}}^*}{W_{\text{г}}^*}.$$

После подстановки выражения (1.99) в уравнение (1.93), последнее преобразуется к виду

$$dC / dY = -n^* (1 - C)C,$$

решение которого обычным образом (см. предыдущее решение) позволяет получить

$$C(Y) = \frac{(n^* - 1) \exp[n^* (Y_0 - Y)]}{1 + (n^* - 1) \exp[n^* (Y_0 - Y)]},$$

или

$$C(Y) = \frac{(n^* - 1) \exp(-n^* Y)}{(n^* - 1) \exp(-n^* Y) + \exp(-n^* Y_0)}.$$

Соответственно

$$\varphi(Y) = \frac{(n^* - 1) \{ \exp[n^* (Y_0 - Y)] - 1 \}}{1 + (n^* - 1) \exp[n^* (Y_0 - Y)]}.$$

Анализ знаков первой и второй производной концентрации, как это было осуществлено в предыдущем варианте для значения $n^* < 1$, показывает, что обе функции убывающие и имеют выпуклость от оси ординат.

Сопоставляя результаты анализа восстановительных процессов двумя методами, убеждаемся, что оба они дают одинаковые значения параметров в начальном и конечном сечениях слоя. Что же касается характера изменения концентрации и степени восстановления в объеме слоя, то здесь наблюдается существенное различие не только численных значений (это видно по структуре определяющих уравнений), но и вида кривых распределения. Особенно это относится к варианту $n^* > 1$.

1.9. Массообмен при восстановлении куска руды

В инженерном подходе к анализу процесса восстановления не были выяснены детали процесса, а также и возможность его осуществления. В принципе, как можно было заметить, это был полуэмпирический подход, т. к. суммарные коэффициенты массообмена были доступны только из экспериментальных данных. В общем случае, конечно, реальные процессы восстановления существенно сложнее. Что-

бы убедиться в этом, достаточно просто перечислить все их ступени, развивающиеся в пространстве и времени. В самом деле, пусть имеется некоторый кусок руды радиусом r_0 и поток газа с температурой T_0 и концентрацией восстановителя C_{x0} . В таком случае можно назвать следующие группы ступеней процесса, развивающиеся последовательно-параллельно:

- внешние процессы тепломассообмена —
 - ▶ перенос теплоты от ядра газового потока к поверхности куска;
 - ▶ перенос компонента-восстановителя от ядра газового потока к поверхности куска;
- внутренний тепломассоперенос —
 - ▶ теплопроводность в куске;
 - ▶ диффузия компонентов газа в порах куска и ионов в скелете куска;
- образование на реакционной поверхности активированных комплексов —
 - ▶ адсорбция газов на реакционной поверхности;
 - ▶ протекание химической реакции на атомно-ионном уровне;
- разрушение активированных комплексов продуктов реакции и их десорбция с реакционной поверхности;
- диффузия продуктов реакции к поверхности куска;
- перенос продуктов реакции от поверхности куска в ядро газового потока.

Лимитирующей стадией процесса восстановления, особенно после появления пленки металлического железа, является диффузионная ступень (пленка Fe очень плотная). Определяющим диффузию параметром является парциальное давление газа-восстановителя p . В этом случае задача восстановления куска рассматривается в следующей физической постановке (рис. 1.15).

Пусть имеется частично восстановленный кусок радиусом r_0 . Реакционная поверхность на нем образует сферу радиусом $r_* < r_0$. На поверхности куска поддерживается постоянное парциальное давление газа-восстановителя p_0 , а на реакционной поверхности — p_* . Таким образом, для движущей силы процесса восстановления, развивающегося в диффузионном режиме, можно записать:

$$\left. \begin{aligned} \Delta p &= \Delta p_0 = p_0 - p_* \quad \text{при } r = r_* ; \\ \partial \Delta p / \partial r &= 0 \quad \text{при } r = 0. \end{aligned} \right\} \quad (1.100)$$

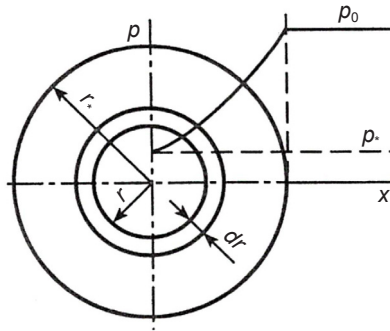


Рис. 1.15. Иллюстрация к формулировке задачи по восстановлению куска руды

В математической постановке задачи для реакции первого порядка изменение скорости восстановления по газу определяется по выражению (см. подход Б. И. Китаева, рассмотренный ранее)

$$dV = 4\pi r^2 k_v [p(r) - p_*] dr, \quad (1.101)$$

где k_v — константа скорости реакции, отнесенная к единице объема, $k_v = kV/F$. Здесь V — объем куска руды, а F — величина реакционной поверхности.

Газ-восстановитель попадает к реакционной поверхности через поры реагирующего куска за счет диффузии. Это приводит к тому, что диффузионный поток восстановителя \mathbf{J}_v (поток массы) изменяется по радиусу куска, причем величина этого изменения и определяет скорость реакции v , т. е.

$$(d\mathbf{J}_v / dr)_{r=r_*} = -V.$$

В соответствии с 1-м законом Фика, величина диффузионного потока газа-восстановителя определяется в соответствии с действующим перепадом парциальных давлений

$$\mathbf{J}_v = -4\pi r^2 \frac{D_{\pi}}{RT} \frac{d}{dr} [p(r) - p_*] \quad \text{при } r = r_*, \quad (1.102)$$

где D_{π} — коэффициент диффузии в порах куска;

R — газовая постоянная и T — температура.

Таким образом, располагая зависимостями изменения скорости восстановления по газу (1.101) и значениями диффузионного потока газов (1.102) от параметров процесса восстановления, уравнение (1.100) можно преобразовать к виду:

$$\frac{d}{dr} \left\{ 4\pi r^2 \frac{D_{\pi}}{RT} \frac{d}{dr} [p(r) - p_*] \right\}_{r=r_*} = 4\pi r_*^2 k_v [p(r) - p_*]. \quad (1.103)$$

При формулировке задачи, коэффициенты D_{π} , R , k_v , были приняты постоянными, а значение r_* характеризовало радиус реакционной поверхности. С учетом этих условий уравнение (1.103) следует преобразовать к виду

$$\frac{k_v RT}{D_{\pi}} \Delta p = \frac{1}{r^2} \frac{d}{dr} \left(r^2 \frac{d}{dr} \Delta p \right),$$

или

$$\frac{d^2 \cdot \Delta p}{dr^2} + \frac{2}{r} \frac{d \cdot \Delta p}{dr} - \frac{k_v RT}{D_{\pi}} \Delta p = 0.$$

Это уравнение можно переписать в эквивалентной форме:

$$\frac{d^2(r \cdot \Delta p)}{dr^2} - \frac{k_v RT}{D_{\pi}} (r \cdot \Delta p) = 0. \quad (1.104)$$

Соответствующее для выражения (1.104) характеристическое уравнение $\mu^2 - \frac{k_v RT}{D_{\pi}} = 0$ имеет два корня: $\mu_{1,2} = \pm \sqrt{\frac{k_v RT}{D_{\pi}}}$. Следовательно, общее решение выражения (1.104) может быть записано в виде

$$r \cdot \Delta p = A_1 \operatorname{sh} \left(r \sqrt{\frac{k_v RT}{D_{\pi}}} \right) + A_2 \operatorname{ch} \left(r \sqrt{\frac{k_v RT}{D_{\pi}}} \right). \quad (1.105)$$

С учетом граничных условий (1.100), уравнение для определения движущей силы диффузионного потока газов после соответствующих преобразований (1.105) в окончательной форме принимает вид

$$\frac{\Delta p}{\Delta p_0} = r_0 \operatorname{sh} \left(r \sqrt{\frac{k_v RT}{D_{\pi}}} \right) / \left[r \operatorname{sh} \left(r_0 \sqrt{\frac{k_v RT}{D_{\pi}}} \right) \right].$$

Локальная скорость реакции восстановления, т. е. скорость при данном r , тогда составит

$$V = 4\pi r^2 k_v \frac{r_0}{r} \frac{\operatorname{sh} \left(r \sqrt{\frac{k_v RT}{D_{\pi}}} \right)}{\operatorname{sh} \left(r_0 \sqrt{\frac{k_v RT}{D_{\pi}}} \right)} \Delta p_0 = 4\pi r_0 r k_v \frac{\operatorname{sh} \left(r \sqrt{\frac{k_v RT}{D_{\pi}}} \right)}{\operatorname{sh} \left(r_0 \sqrt{\frac{k_v RT}{D_{\pi}}} \right)} \Delta p_0.$$

Среднее значение скорости по всему куску, или количество отнятого при восстановлении кислорода оксидов, определяется по выражению

$$\begin{aligned}\bar{V} &= \int_0^{r_0} dv = \frac{4\pi r_0 k_V \cdot \Delta p_0}{\operatorname{sh}\left(r_0 \sqrt{\frac{k_V RT}{D_{\text{п}}}}\right)} \int_0^{r_0} r \operatorname{sh}\left(r \sqrt{\frac{k_V RT}{D_{\text{п}}}}\right) dr = \\ &= 4\pi r_0^2 \sqrt{\frac{k_V RT}{D_{\text{п}}}} \frac{D_{\text{п}} \cdot \Delta p_0}{RT} \left[\operatorname{cth}\left(r_0 \sqrt{\frac{k_V RT}{D_{\text{п}}}}\right) - \frac{1}{r_0 \sqrt{\frac{k_V RT}{D_{\text{п}}}}} \right].\end{aligned}$$

Выражение в прямых скобках последнего выражения характеризует так называемый коэффициент Тиле — Зельдовича η , показывающий, какая часть от максимально возможной скорости (скорости без химического и диффузионного сопротивлений) достигается в реальных условиях,

$$\eta = \operatorname{cth}\left(r_0 \sqrt{\frac{k_V RT}{D_{\text{п}}}}\right) - \frac{1}{r_0 \sqrt{\frac{k_V RT}{D_{\text{п}}}}}.$$

Для анализа работы печей и промышленных установок чаще применяется степень восстановления железа φ_{Fe} , которая определяется как доля отнятого кислорода оксидов от общего количества этого кислорода. Если массовая доля кислорода в оксиде составляет g_{O_2} , то его общее количество M_{O_2} будет

$$M_{\text{O}_2} = \frac{4}{3} \pi r_0^3 \rho_{\text{к}} g_{\text{O}_2}.$$

В таком случае скорость восстановления будет связана со степенью восстановления соотношением

$$\bar{V} = \frac{4}{3} \pi r_0^3 \rho_{\text{к}} g_{\text{O}_2} \varphi_{\text{Fe}},$$

где

$$\varphi_{\text{Fe}} = \frac{3\bar{V}}{4\pi r_0^3 \rho_{\text{к}} g_{\text{O}_2}} = \frac{3\sqrt{\frac{k_V D_{\text{п}}}{RT}}}{r_0 \rho_{\text{к}} g_{\text{O}_2}} \Delta p_0 \left[\operatorname{cth}\left(r_0 \sqrt{\frac{k_V RT}{D_{\text{п}}}}\right) - \frac{1}{r_0 \sqrt{\frac{k_V RT}{D_{\text{п}}}}} \right]. \quad (1.106)$$

Выражение (1.106) описывает общий случай восстановления оксидов железа. В зависимости от значения аргумента гиперболического котангенса можно выделить два предельных режима восстановления. Если значение $r_0 \sqrt{\frac{k_v RT}{D_{\pi}}} \rightarrow 0$, а это возможно в трех случаях: когда $r_0 \rightarrow 0$, $k_v \rightarrow 0$ или $D_{\pi} \rightarrow \infty$, — то процесс восстановления лимитируется кинетикой химической реакции. На этом основании данный режим протекания реакции называют кинетическим.

Гиперболический котангенс разлагается в ряд $\text{cth}(x) = 1/x + x/3 - x^3/45 + 2x^5/945 - \dots$, поэтому при малых значениях аргумента $\text{cth}(x) - 1/x \rightarrow x/3$. В этом случае

$$\varphi_{\text{Fe}} = \frac{3 \sqrt{\frac{k_v D_{\pi}}{RT}}}{r_0 \rho_{\kappa} g_{\text{O}_2}} \Delta p_0 \frac{r_0 \sqrt{\frac{k_v RT}{D_{\pi}}}}{3} = \frac{k_v}{\rho_{\kappa} g_{\text{O}_2}} \Delta p_0,$$

т. е. степень восстановления зависит лишь от k_v и Δp_0 .

Во втором предельном случае аргумент $r_0 \sqrt{\frac{k_v RT}{D_{\pi}}}$ велик. Здесь, вероятно, $D_{\pi} \rightarrow 0$ и процесс лимитируется диффузией, поэтому такой режим получил название диффузионного режима протекания реакции. При очень большом аргументе $\text{cth}(x) \rightarrow 1$, а $1/x \rightarrow 0$, тогда

$$\varphi_{\text{Fe}} = \frac{3 \sqrt{\frac{k_v D_{\pi}}{RT}}}{r_0 \rho_{\kappa} g_{\text{O}_2}} \Delta p_0.$$

В заключение следует отметить, что наиболее точные и полные результаты анализа совместного протекания процессов тепло- и массообмена могут быть получены на основе закономерностей термодинамики необратимых процессов.

Применительно к условиям доменных печей необходимо рассматривать наличие реакции диоксида углерода с углеродом кокса, изменение равновесного состава газа по высоте печи вследствие изменения температуры и другие стороны физико-химических, теплообменных и гидродинамических явлений, требующие специальных знаний. Однако все эти осложнения математических моделей приводят лишь к количественным изменениям результатов расчетов — физические основы процессов, рассмотренные выше, сохраняют свою значимость и в этих случаях.

Глава 2.

Теплофизические основы тепловых режимов технологий подготовки железорудного сырья

Черная металлургия располагает значительными ресурсами для производства металлопродукции, основными из которых являются железная руда и железистые отходы металлургических предприятий. Железные руды, как основной вид сырья, определяют энерго- и ресурсоемкость всех технологий получения металлопродукции на предприятиях черной металлургии. Однако следует отметить, что железные руды в нашей стране распределены неравномерно. В последнее десятилетие добыча железной руды из недр составила около 300 млн т. В результате ее обогащения получают 33–35 % товарной руды. К 2020 г. производство товарной железной руды будет увеличено на 25–26 %, при этом доля экспорта товарной руды составит 18,1 %, а доля импорта — 9,5 %. Таким образом, потребление этого вида сырья на внутреннем рынке планируется на уровне 105,2 млн т. Будущее черной металлургии по железорудным ресурсам оптимистично. По балансовым запасам железных руд, которые составляют 99,4 млрд т, Россия занимает 1-е место в мире. Их распределение по регионам страны с указанием основных месторождений приведено в табл. 2.1.

Изученные прогнозные запасы железных руд оцениваются в 122,8 млрд т. Значительная часть железных руд характеризуется относительно низким, 16–40 %, содержанием железа. Доля богатых железом (более 50 %) руд составляет 12,6 % разведанных запасов. Анализ данных табл. 2.1 показывает, что основные запасы руд сосредоточены в европейской части России. Так, на эту часть страны приходится 70 % разведанных и около 80 % прогнозных общероссийских запасов железных руд. Между тем, на азиатской части страны — Урале, Западной Сибири и Дальнем Востоке — расположены 65 % производствен-

ных мощностей черной металлургии, испытывающих острый дефицит в местных товарных железных рудах. Следует подчеркнуть, что месторождения руд в центральных районах России представлены рудами с высоким, до 57 %, содержанием железа, а добываемое на Урале и в Западной Сибири железорудное сырье по своему качеству ниже мировых стандартов. Отмеченные особенности — неравномерность распределения месторождений по просторам России и по качеству железных руд — требуют постоянного совершенствования технологий и оборудования не только при добыче и обогащении руд, но и при производстве агломерата и окатышей. Эта работа, направленная на улучшение экономико-экологических показателей технологий производства железорудного сырья для доменного и сталеплавильных переделов, должна приниматься во внимание при создании сценариев в борьбе за рынки сбыта металлопродукции.

Таблица 2.1

**Основные месторождения и балансовые запасы железных руд
по географическим регионам России**

| Регионы России | Основные месторождения | Запасы, млрд. т | Доля, % |
|---------------------------|---|--------------------|------------|
| Центральное Черноземье | Яковлевское, Михайловское, Стойло-Лебединское, Стойленское, Лебединское, Коробковское | 64,61 | 65,00 |
| Европейский Север | Ковдорское, Оленегорское, Костомукшское, Кировогорское | 2,98 | 3,00 |
| Урал | Богословское, Тагило-Кушвинское, Качканарское, Орско-Халиловское | 13,82 | 13,90 |
| Западная Сибирь | Горная Шория, Темиртауское, Таштагольское, Шалымское | 5,77 | 5,80 |
| Восточная Сибирь | Нижнеангарское, Ишимбинское, Коршуновское, Рудногорское, Абаканское, Тейское, Ирбинское | 4,47 | 4,50 |
| Дальний Восток | Южно-Алданское, Чаро-Токинское | 7,75 | 7,80 |
| Всего по России | | 99,4 | 100,00 |

Уменьшить удельные расходы ресурсов и снизить техногенное давление на окружающую природную среду и при этом сохранить высокое качество получаемых продуктов, в частности агломерата и окатышей, стало возможным в результате поиска и создания таких технологий и оборудования, которые способны обеспечить экономически вы-

годные и экологически эффективные пути решения конкретных задач ресурсо- и энергосбережения при подготовке железорудного сырья для металлургов.

2.1. Теплофизические основы тепловых режимов технологии производства агломерата

Агломерат был и остается основным видом железорудного сырья для доменных печей. Его доля в металлургии чугуна составляет 60–70 %. Такое положение сохраняется долгое время благодаря постоянному совершенствованию технологии подготовки шихты и организации теплофизических процессов в производстве железорудного агломерата.

Главным источником железорудного сырья являются промышленные руды. В зависимости от преобладающего типа рудообразующего минерала руды получили названия: магнетитовая руда (магнетит Fe_3O_4 содержит 72,4 % железа), гематитовая руда — красный железняк (гематит Fe_2O_3 содержит 70,0 % железа), сидеритовая руда (карбонат железа FeCO_3 содержит 48,2 % железа). Кроме этого, некоторые железные руды содержат полезные составляющие — титан, ванадий, а также вредные составляющие — серу, фосфор, цинк.

2.1.1. Технология производства железорудного агломерата и его основные характеристики

При агломерации, основной составляющей шихты является обогащенная железная руда, а вторым компонентом по значимости — топливо в виде коксовой мелочи — отсевов коксохимического и доменного производства. Реже применяют антрацитовый штыб и тощий уголь. В состав агломерационных шихт также входит недостаточно спеченный агломерат крупностью менее 5 мм — возврат, который направляется на повторное спекание. Этот отход процесса спекания, наряду с другими отходами металлургического производства — колошниковой пылью, металлургическими шламами, окалиной прокатных цехов, используется в качестве железосодержащих компонентов агломерационной шихты. Значительная часть агломерационной шихты пред-

ставлена «пустой породой», состоящей из золы топлива, компонентов руды, не содержащих оксидов и гидроксидов железа и его соединений с серой. Если производство агломерата базируется только на железорудном сырье, то получаемый продукт получил название неофлюсованного агломерата. При добавлении в шихту известняка или извести, в пустой породе изменяется содержание оксидов кальция и кремния. Соотношению этих компонентов в пустой породе CaO/SiO_2 получило название основности. Показатель основности широко используется в металлургии при оценке расплавов в технологиях производства железорудного сырья, производства чугуна и др. Агломерат, полученный из шихты, в которую добавляют флюсы — известняк или известь, обладает повышенной основностью. В таком офлюсованном агломерате, основность пустой породы CaO/SiO_2 может находиться в пределах 1,2–4,5, что в первую очередь зависит от химического состава руды и технологий, как производства агломерата, а также от металлургических технологий его использования. Офлюсованный агломерат, при его использовании в доменных печах, обеспечивает снижение удельного расхода кокса на выплавку 1 т чугуна за счет улучшения состава шлака в доменной печи и повышение теплотворной способности доменного газа за счет снижения в нем концентрации CO_2 , удаленной при обжиге извести в агломерационном процессе.

Фракционный состав компонентов шихты лежит в широких пределах: от 0,1 мм (концентраты и шламы) до 5–8 мм (рудные и нерудные составляющие, окалина). Более подробные сведения о фракционном составе шихты и содержании основных компонентов представлены в табл. 2.2.

Таблица 2.2

Фракционный состав и содержание компонентов шихты в производстве агломерата для черной металлургии

| Компоненты шихты | Фракция, мм, более | Содержание в шихте, кг/т агломерата |
|-------------------------|--------------------|-------------------------------------|
| Рудная смесь | 8,0 | 152 |
| Концентраты | 0,074 | 810 |
| Отсев агломерата | 5 | 36 |
| Марганцевая руда | 8 | 11 |
| Колошниковая пыль | 3 | 3 |
| Окалина прокатных цехов | 5 | 45 |
| Известняк | 3 | 55 |

Окончание табл. 2.2

| Компоненты шихты | Фракция, мм, более | Содержание в шихте, кг/т агломерата |
|----------------------------|-----------------------|--|
| Известь | 1 | 27 |
| Железосодержащие шламы | 0,1 | 40 |
| Различные отходы | 8 | 12 |
| Коксовая мелочь (коксик) | 3 | 67 |
| Всего шихты (без возврата) | | 1258 |

Технологические процессы агломерационной фабрики (рис. 2.1) начинаются с усреднения состава железорудных материалов на рудном дворе. Затем руда подвергается дроблению и обогащению, после чего доставляется в бункера агломерационной фабрики 1, откуда компоненты для дозирования шихты и возврат из бункера 3, выгружаются на ленточные транспортеры 2 и 4, которые доставляет их в первичные барабаны-смесители 5, где осуществляются процессы смешивания, увлажнения и окомкования шихты. Барабаны вращаются со скоростью 8–12 об/мин.

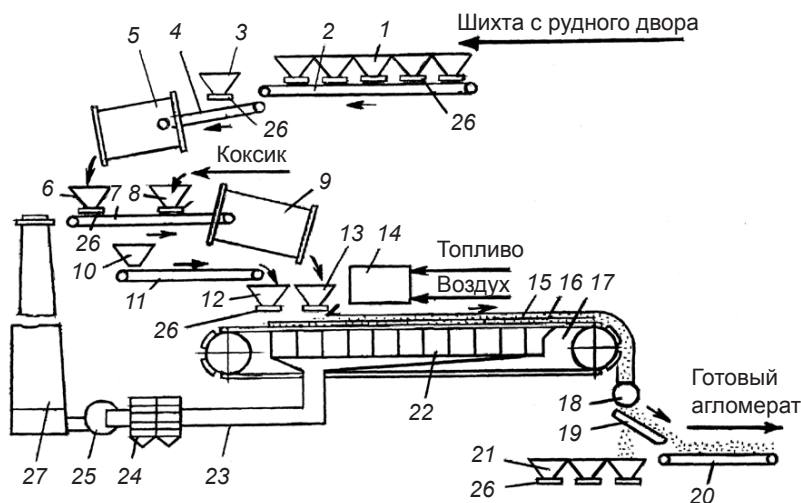


Рис. 2.1. Принципиальная схема технологического процесса получения агломерата:

1 — бункер для компонентов шихты; 2, 4 — ленточный транспортер; 3 — бункер возврата; 5 — барабан-смеситель; 6, 8, 10, 12, 13, 21 — бункера; 7 — транспортер; 9 — барабан-окомкователь; 11 — транспортер; 14 — зажигательный горн; 15 — слой шихты; 16 — постель; 17 — агломерационная машина; 18 — дробилка; 19 — виброгрохот; 20 — транспортер; 22 — вакуум-камеры; 23 — сборный газопровод; 24 — пылеуловитель; 25 — эксгаузер; 26 — питатели (дозирующие устройства); 27 — дымовая труба

При активном перемешивании шихты, в барабане-смесителе формируется химически однородная смесь всех компонентов, а затем мелкие увлажненные частицы шихты образуют комочки, за счет чего шихта становится зернистой и рыхлой. Такая структура компонентов шихты позволяет обеспечить требуемую технологией спекания порозность (объем межкусковых каналов) шихты и, как следствие, высокую газопроницаемость слоя, необходимую при организации процессов зажигания топлива и спекания агломерационной шихты.

Усредненная по химическому составу шихта выгружается из барабанов-смесителей в бункер 6, откуда транспортером 7, доставляется во вторичные барабаны-окомкователи 9, вращающиеся со скоростью 6–7 об/мин. В эти же агрегаты поступает из бункера 8 в определенном количестве коксик.

Полное представление о составе шихты для получения агломерата на одной из агломерационных фабрик России дают сведения из табл. 2.3.

Подготовленная шихта поступает к основному агрегату в технологии производства агломерата — конвейерной машине ленточного типа — агломерационной машине 17. Звено ленты — тележка (палета) — представляет собой колосниковую решетку, специальная конструкция которой обеспечивает в процессе спекания шихты просос газов, а также исключает таковой на стыках палет. Тележки являются звеньями бесконечной ленты. Они перемещаются по направляющим, образуя, таким образом, конвейерную агломерационную машину. Привод в движение ленты осуществляется с помощью электродвигателя, редуктора и звездочки.

Первоначально на тележки укладывается защитная постель. Материалом для нее служит агломерат крупностью 8–12 мм, при этом минимизируют количество агломерата фракции менее 6 мм с тем, чтобы исключить его провал через живое сечение тележек в вакуум-камеры 22.

Агломерат для защитной постели поступает из приемного 10 и промежуточного 12 бункеров по транспортеру 11 и укладывается равномерно по всей площади ленты. Обычно высота постели составляет 25–30 мм. Защитная постель также снижает запыленность уходящих газов, с одной стороны, проявляя свойства зернистого фильтра, а с другой — обеспечивая площадь живого сечения колосниковых решеток тележек неизменной. Кроме того, постель защищает колосниковую решетку и рамы тележек от воздействия высоких температур в конце процес-

са спекания. Тележка с защитной постелью, перемещаясь, попадает под загрузочные устройства 12 и 13, работа которых формирует слой шихты высотой 200–450 мм, а в некоторых случаях и более, достигая иногда 800 мм.

Таблица 2.3

Расход, кг/т агломерата, и химический состав, %, компонентов агломерационной шихты

| Компоненты шихты | Расход, кг/т агл. | Fe | SiO ₂ | CaO | Al ₂ O ₃ | MgO | P | ППП | W |
|-------------------|-------------------|-------|------------------|-------|--------------------------------|------|-------|-------|------|
| Аглоруда | 180,0 | 53,40 | 14,60 | 1,04 | 2,40 | 0,40 | 0,033 | 3,75 | 6,0 |
| Концентрат № 1 | 567,6 | 62,50 | 4,24 | 2,35 | 3,00 | 4,00 | 0,135 | — | 10,0 |
| Концентрат № 2 | 220,0 | 65,00 | 7,20 | 0,60 | 0,29 | 0,50 | 0,018 | — | 10,0 |
| Концентрат № 3 | 12,3 | 32,00 | 12,30 | 35,40 | 1,43 | 8,70 | 1,000 | — | 4,0 |
| Шлам № 1 | 12,3 | 45,50 | 5,41 | 6,85 | 1,61 | 1,69 | 0,070 | 14,50 | 10,0 |
| Шлам № 2 | 12,3 | 55,90 | 2,94 | 9,87 | 0,80 | 2,17 | 0,107 | 3,78 | 2,0 |
| Окалина | 3,1 | 70,00 | 2,79 | 0,83 | 1,15 | 0,84 | 0,017 | — | 2,2 |
| Колошниковая пыль | 26,2 | 43,00 | 8,10 | 10,00 | 2,28 | 2,76 | 0,086 | 13,30 | 10,3 |
| Конверторный шлак | 0,0 | 20,59 | 13,00 | 39,66 | 1,45 | 3,67 | 1,289 | 3,80 | 3,1 |
| Известь | 35,0 | 0 | 0,40 | 60,00 | — | — | — | 15,00 | 0 |
| Известковая пыль | 10,0 | 0 | 0,60 | 63,60 | — | — | — | 16,70 | 1,0 |
| Известняк | 67,9 | 0 | 0,23 | 49,00 | — | 0,73 | — | 30,20 | 4,0 |

Примечания:

1. В таблице представлен химический состав основных, наиболее значимых компонентов шихты, причем содержание железа отражает сумму его количества в оксидах FeO и Fe₂O₃.
2. В таблице отсутствуют сведения о содержании MnO, S, C, Zn, TiO₂, Na₂O, K₂O, общее количество которых незначительно.
3. В таблице ППП характеризует потери при прокаливании, W — исходную влажность компонента.

Система загрузки включает в себя бункер 13 с барабанным питателем и лотком. Такая система обеспечивает формирование структуры слоя с максимальной и равномерной по ширине спекательных тележек газопроницаемостью шихты. Для этого выдача шихты на спекательные тележки (палеты) производится так, чтобы слой шихты по ширине и во времени оставался неизменным. Это достигается в результате того, что в промежуточном бункере 6 поддерживают постоянный запас шихты на уровне 800 мм и более от барабанного питателя 26. Кроме того,

поверхность загруженной шихты специальной гладилкой, расположенной между загрузочным устройством и зажигательным горном, постоянно заглаживается.

Загружаемая на агломерационную машину 17 окомкованная шихта обычно подогрета до 50–65 °С, для чего используют горячий возврат, пар или продукты горения, температура которых не превышает 500 °С. Далее тележки, перемещаясь, попадают под зажигательный горн 14, назначение которого состоит в том, чтобы нагреть поверхность и прилегающие к ней слои шихты до температуры воспламенения топлива — коксика. Для отопления горна обычно применяют газообразное или жидкое топливо, при горении которого в горне развивается температура 1250–1350 °С. Высокая температура продуктов горения создает условия относительно быстрого нагрева поверхности слоя шихты и зажигание коксика, формируя таким образом зону горения. Длина горна должна обеспечивать необходимое время нагрева поверхности слоя до температуры воспламенения топлива и устойчивого его горения. По мере передвижения слоя шихты через зажигательный горн происходит увеличение зоны горения, и на выходе за пределы горна ее высота достигает 30 мм.

После выхода тележки (палеты) из зажигательного горна, кислород для горения коксика шихты поступает с воздухом, просасываемым через слой спека и шихты, для чего используется эксгаустер 25. Тепло, которое выделяется при горении частиц коксовой мелочи, расходуется в зоне горения на восстановление и окисление оксидов железа, разложение карбонатов, частичное плавление шихты, в итоге происходит образование спека агломерата. Избыточное тепло из зоны горения выносится в нижележащие слои шихты, подогревая их.

Отходящие газы покидают слой шихты в первых вакуум-камерах с температурой 60–80 °С и в последних — 250–350 °С. Температура отходящих газов ниже указанных значений недопустима. При несоблюдении этих условий возникают проблемы, связанные с конденсацией влаги, что способствует засорению газоотводящего тракта и пылеуловителя, а также залипанию лопаток ротора эксгаустера 25.

Отходящие газы собираются в вакуум-камерах 22, сборном газопроводе (коллекторе) 23 и, после очистки в пылеуловителе 24, выбрасываются через дымовую трубу 27 в атмосферу. Таким образом, всю работу по перемещению воздуха, продуктов горения через слои шихты и систему газопроводов осуществляет эксгаустер 25. Поскольку все

элементы агломерационной машины, от зажигательного горна до последней вакуум-камеры, находятся под разряжением, постольку при ее работе неизбежны значительные подсосы наружного воздуха. Значение подсосов может достигать 60 % и более.

Технология производства агломерата обеспечивает преобразование мелких частиц компонентов шихты в новый продукт — агломерат. Химический состав офлюсованного агломерата, %, представлен ниже.

| Fe | FeO | SiO ₂ | CaO | MgO | Al ₂ O ₃ | MnO | S | P | C | Основность |
|-------|------|------------------|------|------|--------------------------------|------|-------|-------|-------|------------|
| 56,61 | 8,46 | 7,67 | 9,58 | 1,01 | 1,21 | 0,28 | 0,023 | 0,033 | 0,026 | 1,253 |

Показателями качества агломерата в соответствии с ГОСТами являются: химический состав шихты по содержанию железа и примесей, прочность в холодном состоянии и при восстановлении, восстановимость агломерата, пористость и гранулометрический состав.

Химический состав шихты, определяющий качество агломерата, во многом зависит от содержания в рудах железа (общего и двухвалентного), вредных примесей (серы, фосфора, мышьяка, цинка), соотношения основных и кислых оксидов. Естественно, чем выше в агломерате содержание железа и меньше в нем пустой породы, тем выше качество агломерата, с которым связаны расход кокса и выход шлака в доменной плавке. Содержание железа в рудах России лежит в пределах от 57,28 % (Михайловское месторождение Курской магнитной аномалии) до 14,82 % (Первоуральское месторождение, Средний Урал). При этом в получаемых из них концентратах содержание железа увеличивается соответственно до 63,83 % и 35,72 %. Вредные примеси в процессе агломерации ведут себя по-разному: если содержание серы в агломерате можно уменьшить на 95 %, то фосфор, мышьяк и цинк из агломерата практически не удаляются, что существенно снижает его качество. К важной характеристике агломерата, проявляющейся в процессе работы доменных печей, относится стабильность состава агломерата, которая зависит от условий добычи руд, технологий их обогащения, подготовки и загрузки шихты на конвейерную машину.

Прочность агломерата в холодном состоянии служит показателем качества агломерата, который необходим для анализа условий стабильности гранулометрического состава агломерата при его транспортировке к доменным печам. Эта характеристика оценивается двумя способами разрушения спека:

- по выходу мелкой фракции (ГОСТ 15137–94). Испытания проводят во вращающемся барабане. Массу пробы — 15 кг (размеры кусков агломерата 5–40 мм) помещают в барабан диаметром 1000 мм и длиной 500 мм с двумя полками шириной 50 мм, который вращают с частотой 5 об/мин в течение 8 мин. Качество агломерата оценивается по двум показателям — процентному содержанию фракции +5 мм (испытание на удар) и –0,5 мм (испытание на истирание);
- при сбрасывании спека на металлическую плиту с высоты 2 м. В результате удара кусков агломерата о плиту происходит их разрушение. В этих условиях прочность на удар оценивается по выходу фракции более 5 мм.

Прочность агломерата при восстановлении («горячая» прочность) отражает поведение окатышей при их восстановлении горячим газом определенного состава. «Горячая» прочность железорудных материалов оценивается по методике, представленной в ГОСТ 19575–74. Для опыта используется вращающаяся горизонтальная трубчатая печь диаметром 145 мм, длиной 500 мм с частотой вращения 10 об/мин. В печь помещается навеска агломерата массой 500 г, крупностью 10–15 мм, которая при непрерывном вращении печи обрабатывается газом-восстановителем, состоящим из 32–34 % CO, 3–5 % CO₂, остальное — азот. Подъем температуры до 800 °С осуществляется в течение 185 мин. По окончании испытания показатели горячей прочности оцениваются по выходу фракций: +10; 0–5 и 0,5 мм.

За рубежом оценка «горячей» прочности агломерата, методика определения которой разработана японской фирмой Yahagi Engineering, несколько усложнена. Исследованию подвергается проба агломерата массой 500 г, состоящая из кусочков 15–20 мм. Эту пробу первоначально восстанавливают газом — 20 % CO, 20 % CO₂ и 60 % N₂, при температуре 500 °С в течение 30 мин. После данного этапа исследований пробу агломерата охлаждают в токе азота и затем подвергают динамическим воздействиям во вращающемся барабане длиной 200 мм и диаметром 130 мм. При скорости вращения барабана 30 об/мин, в течение 30 мин кусочки агломерата частично разрушаются. Относительный выход фракций –0,5, 15 мм служит показателем «горячей» прочности агломерата.

Восстановимость агломерата — способность отдавать с той или иной скоростью кислород оксидов железа газу-восстановителю. Эта харак-

теристика определяется по ГОСТ 17212–84. По методике этого ГОСТа на первом этапе исследования продолжительностью 50 мин пробу агломерата массой 300 г (крупность кусочков 20 мм) предварительно нагревают до 800 °С и выдерживают при этой температуре. На втором этапе исследования продолжительностью 60 мин агломерат подвергается восстановлению газом, содержащим 33 % CO, 65 % N₂ и 2 % примеси, при этом каждые 5 мин фиксируется потеря массы образцов за счет перехода кислорода образцов в газовую фазу. По результатам опыта строят кривую восстановления образца и рассчитывают величину «степень восстановления» B_{Fe} по формуле

$$B_{Fe} = (\Delta O / \Sigma O_{Fe}) \cdot 100 \%,$$

где ΔO — количество отнятого при восстановлении кислорода;

ΣO_{Fe} — количество кислорода, связанного с оксидами железа в агломерате до восстановления.

Методика этого стандарта из-за сложности экспериментальной установки и организации испытаний не получила широкого распространения среди металлургов России.

На металлургических предприятиях в мировой практике наибольшее распространение для оценки восстановимости агломератов получила методика японской фирмы Yahagi Engineering. Исследование пробы кусочков агломерата крупностью кусочков 20 мм и массой 500 г проводится в вертикальной печи диаметром 75 мм, снабженной взвешивающим устройством. Опыт включает в себя три режима:

- режим нагрева пробы до 900 °С в инертной атмосфере и выдержку при этой температуре. Продолжительность этой части опыта 90 мин обеспечивает неизменную массу пробы до начала восстановления;
- режим восстановления пробы при температуре 900 °С газом, состоящим из 30 % CO и 70 % N₂. Продолжительность этой части опыта составляет 180 мин, соизмеримо с пребыванием агломерата в доменной печи;
- режим охлаждения пробы 900–450 °С реализуется при продуве печи нейтральным газом — азотом. Продолжительность этой части опыта составляет 30 мин, что достаточно для сохранения химического состава агломерата после восстановления.

На протяжении опыта фиксируется изменение массы пробы. Основными данными для расчета индекса восстановления RI (The index of reduction of iron oxides) являются: g_1 — масса исходной пробы агло-

мерата, г; g_2 — масса на границе режимов нагрева и восстановления, г, и g_3 — на границе режимов восстановления и охлаждения, г. Индекс восстановления определяют по формуле

$$RI = (g_2 - g_1) \cdot 10^4 / [g_3(0,43Fe_o - 0,11FeO)],$$

в которой Fe_o и FeO — процентное содержание железа и монооксида железа в исходной пробе агломерата.

Пористость агломерата оказывает существенное влияние на величину удельной поверхности пор, m^2/kg , что в свою очередь связано с условиями протекания физико-химических процессов как в технологиях получения агломерата, так и в технологиях производства чугуна. Общую пористость агломерата оценивают по характеристикам плотности, определяемым по ГОСТ 15033–69.

Гранулометрический состав агломерата является еще одним показателем качества агломерата.

Особенность технологии производства агломерата на конвейерных машинах проявляется в том, что получаемый после разгрузки с машины продукт не может быть использован в качестве компонента шихты в доменных печах. Причиной этого является то, что сходящий с машины спек представляет собой «агломерационный пирог». Годный для доменных печей агломерат состоит из кусков размером 5–40 мм. Такой агломерат получают из полупродукта («пирога») только после дробления спека и грохочения. При грохочении отсеивается мелочь размером 0–5 мм как непригодная для доменной плавки по условиям газодинамики. Гранулометрический состав агломерата зависит, как и его прочность, прежде всего от состава агломерационной шихты и технологии ее спекания, а также от динамических нагрузок, которые на него воздействуют при дроблении, грохочении и перегрузках при транспортировке к доменным печам и загрузке в эти печи. В табл. 2.4 приведены основные сведения о составе агломератов и соответствующие данные о содержании мелочи. Независимо от количества образующейся мелочи, она вся подвергается вторичной переработке, т. е. возвращается в агломерационный процесс. Один из путей совершенствования технологии производства агломерата направлен на уменьшение массовой доли мелочи. В монографии Ю.А. Фролова «Агломерация. Технология. Теплотехника. Управление. Экология» (М., 2016) приведены данные о том, что «снижение массовой доли мелочи класса 0–5 мм в агломерате на 1 % приводит к уменьшению рас-

хода кокса при доменной плавке на 0,3–0,4 % и увеличению производительности доменной печи на 0,4–0,5 %».

Таблица 2.4

Показатели качества агломерата при его загрузке в доменные печи

| Показатель | Местоположение доменной печи | | | | |
|--|--|------------------------------------|-------------------------------|-------------------------|------|
| | Страны незав. госу- дарст. (СНГ) | Япония, ФРГ, дру- гие страны | Северсталь АГЦ-2, АГЦ-3 | Челяб. мет. комб. | |
| Массовая доля Fe в агл., % | 44,0–58,0 | 55,0–59,0 | 58,75 | 59,16 | 55,2 |
| Массовая доля FeO в агл., % | 7,0–21,0 | 4,0–7,0 | 11,8 | 12,3 | 10,0 |
| Основность агл., доли ед. | 0,7–2,1 | 1,6–2,2 | 1,49 | 1,50 | 1,40 |
| Массовая доля мелочи класса 0–5 мм, % | 7,7–19,3 | 2,0–5,0 | 11,03 | 8,05 | 15,5 |

Для достижения требуемого уровня этих качеств, агломерационная шихта подвергается тепловой обработке — нагреву до 1250–1400 °С, при этом в процессе нагрева шихты развиваются и физико-химическими процессы, изменяющие химический и фазовый состав компонентов шихты, а также их структуру. Главная особенность технологии проявляется в том, что после загрузки шихты структура сформировавшегося слоя непрерывно меняется во времени и пространстве (по высоте слоя и длине машины). Большинство этих процессов протекает с высокими скоростями, зависящими не только от кинетических особенностей превращения исходной шихты в агломерат, но и от скорости фильтрации воздуха.

2.1.2. Основные процессы, протекающие в технологии производства агломерата

Процессы, развитие и протекание которых отражает получение агломерата, представлены на схеме рис. 2.2. К основным из этих процессов относятся следующие.

Горение топлива является главным, т. к. при горении топлива создается запас тепловой энергии, необходимый для осуществления всех тепломассообменных процессов при агломерации. В процессе горения топлива для технологии спекания наиболее важными являются две стороны: первая — выделение тепловой энергии, необходимой для нагрева шихты и плавления ее компонентов, и вторая — форми-

рование состава продуктов горения, который обуславливает развитие окислительно-восстановительных процессов в слое.

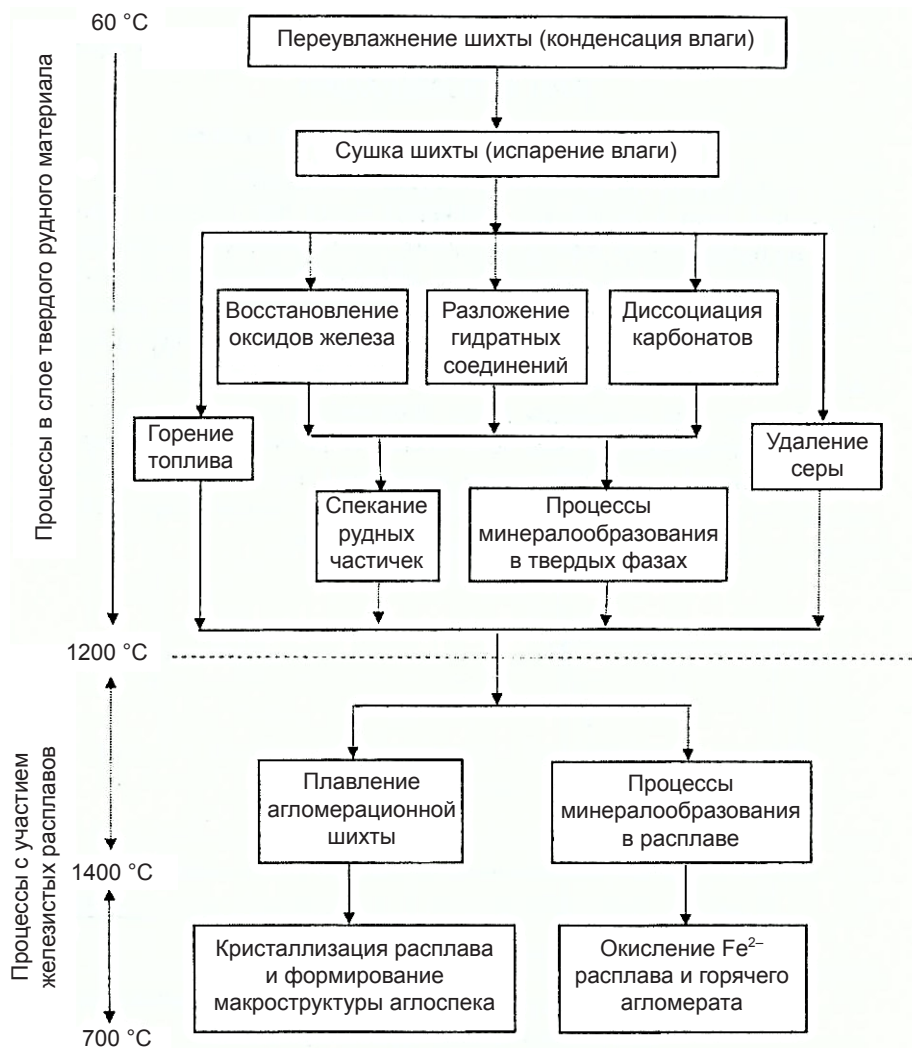


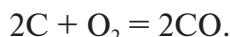
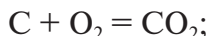
Рис. 2.2. Схема основных процессов, протекающих в технологии производства агломерата

Первоначально тепловую энергию получают в зажигательном горне, используя для этого газообразное или жидкое топливо. Это тепло необходимо для нагрева верхних слоев шихты до температур, при которых начнется процесс горения твердого топлива в агломерационной ших-

те — коксика и сформируется зона горения. Требуемая технологией спекания высота зоны горения должна обеспечить получение агломерата высокого качества, для чего в этой зоне должны быть созданы соответствующие условия, а именно:

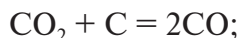
- горение топлива должно происходить так, чтобы степень выгорания топлива до CO_2 составляла не менее 90 %;
- выделение тепловой энергии при горении топлива должно формировать поле высоких температур в слое шихты для получения необходимого количества расплава.

Выполнение указанных условий во многом определяется полнотой горения углерода, что в свою очередь зависит от условий горения. Горение твердого топлива в диапазоне температур от 670 до $(1300 \pm 50)^\circ\text{C}$ осуществляется по реакциям:



Горение твердого топлива сопровождается также процессами:

- восстановления образующегося CO_2 на поверхности частиц топлива по реакции



- горения монооксида углерода с поступившим в слой кислородом воздуха по реакции



При спекании неофлюсованной шихты продукты горения содержат 10–18 % CO_2 и 2,5–5,0 % CO , отношение CO_2/CO составляет 3–4. При спекании офлюсованной шихты, содержание CO_2 в газе возрастает до 16–25 % в результате разложения карбонатов, а отношение CO_2/CO также увеличивается до 4,5–6,5.

Устанавливая особенности горения частиц кокса, следует учитывать их полидисперсность. Значительное различие по размерам частиц усложняет формирование температурных полей в зоне горения, т. к. время горения (степень выгорания) отдельных частиц будет отличаться существенно.

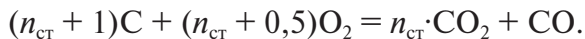
Заметное влияние на тепловое состояние зоны горения оказывает сегрегация топлива по высоте слоя, которая зависит от эффективно-

сти смешения и окомкования шихты при ее подготовке к спеканию, от крупности и процентного содержания топлива в шихте, угла наклона отражательно листа при загрузке шихты на аглоленту. Кроме того, часть частиц топлива может находиться в слое шихты в свободном виде, часть — на поверхности частиц шихты и некоторая часть может оказаться закатанной в гранулы шихты. Эти особенности приводят к неравномерному выделению тепловой энергии по высоте зоны горения.

Следует добавить, что неравномерность тепловыделений в результате горения кокса в слое шихты определяется не только указанными выше факторами. Значительное влияние на процесс горения топлива оказывает подвижность самой зоны горения. Зона горения после зажигания коксика на поверхности слоя шихты непрерывно перемещается сверху вниз. При этом на нижней ее границе в процесс горения вовлекаются «свежие» частицы топлива. В это же время на верхней границе зоны горения практически прекращается процесс горения топлива, т. к. за время пребывания частицы топлива в зоне горения она успевает сгореть, оставив тепловую энергию в этой зоне. В действительности некоторая часть кусочков топлива сгорает не полностью из-за того, что они оказываются ошлакованными. Эта часть незначительна, не более 10 %, но при анализе процессов спекания шихты это обстоятельство следует учитывать.

Значительное влияние на процесс горения топлива оказывает состав окислителя. Окислителем в процессе горения топлива является кислород, поступающий с воздухом в слой шихты сверху. Попадая в области слоя шихты верхней границы зоны горения, кислород воздуха практически не расходуется, т. к. подавляющее большинство частиц топлива к этому моменту времени уже выгорело. По мере перемещения воздуха вниз по слою зоны горения, кислород расходуется. Ко времени достижения области слоя на нижней границе зоны горения, где располагаются частицы топлива, подготовленные к горению, в воздухе практически израсходован весь кислород.

Таким образом, основные условия процесса спекания определяются распределением топлива в объеме слоя и количеством поступающего в зону горения воздуха (кислорода), формирующего продукты горения топлива. От их состава зависит развитие и других физико-химических процессов. Для оценки состава продуктов горения обычно рассматривается реакция горения углерода топлива. В уравнение реакции вводится стехиометрический коэффициент $n_{\text{ст}} = \text{CO}_2/\text{CO}$:



Коэффициент $n_{\text{ст}}$ характеризует не только полноту горения углерода — до CO_2 , но и отражает технологические (диссоциацию карбонатов, окисление железа и др.) и экологические (догорание CO) результаты процесса спекания. Этот коэффициент, являясь важнейшей обобщающей характеристикой зоны горения, учитывает особенности горения углерода и протекание окислительно-восстановительных процессов в слое агломерационной шихты.

Глубокое исследование влияния различных параметров процесса на величину стехиометрического коэффициента $n_{\text{ст}}$ выполнено коллективом ученых НПВП «ТОРЭКС», которым удалось обобщить богатый материал, отражающий технологии процессов спекания агломерационных фабрик России, и представить возможность расчета $n_{\text{ст}}$ по формуле

$$n_{\text{ст}} = \{3,44V_{\text{в.уд}} - 39,0\} \cdot (0,21 - \Delta\text{O})/0,79,$$

где $V_{\text{в.уд}}$ — удельный расход воздуха, $\text{м}^3/(\text{кг} \cdot ^\circ\text{C})$, $V_{\text{в.уд}} = V_{\text{в}}/G_{\text{с}}$. Здесь $V_{\text{в}}$ — расход воздуха, $\text{м}^3/\text{ч}$; $G_{\text{с}}$ — расход углерода, $\text{кг}/\text{ч}$;

ΔO — часть кислорода воздуха, израсходованного на окисление охлаждаемого агломерата,

$$\Delta\text{O} = (0,79 - 0,21\gamma)/\gamma.$$

Здесь γ — отношение содержания азота к кислороду в зоне горения, $\gamma = (\text{N}_2/\text{O}_2)_{\text{з.г}}$.

Анализ результатов работы агломерационных фабрик России позволил установить значения стехиометрического коэффициента $n_{\text{ст}}$. Его значение находится в диапазоне 1,16–4,0. Эти сведения указывают на то, что стехиометрический коэффициент $n_{\text{ст}}$ не является постоянной величиной. Он, в частности, зависит от содержания углерода в шихте $\text{C}_{\text{ш}}$: участкам шихты с пониженным содержанием $\text{C}_{\text{ш}}$ соответствуют более высокие значения $n_{\text{ст}}$ (большая полнота горения) и наоборот. Существует также связь между стехиометрическим коэффициентом $n_{\text{ст}}$ и максимальным содержанием FeO_{max} . Чем меньше значение $n_{\text{ст}}$, тем больше образуется оксида углерода и тем в большей степени развивается процесс восстановления оксидов железа. Однако чем выше значение FeO_{max} , тем активнее протекает процесс окисления на стадии охлаждения агломерационного спека, что сказывается на повышении потребления кислорода из газовой фазы (увеличивается ΔO).

При этом снижается поступление кислорода в зону горения и, как следствие, уменьшается величина $n_{\text{ст}}$.

Условия горения углерода топлива определяют температуру горения. Из-за сложности распределения источников и стоков тепла, температуру горения рассчитывают на основе теплового баланса с учетом неполноты горения через стехиометрический коэффициент $n_{\text{ст}}$. При этом считают, что вся выделяемая при горении теплота сосредотачивается в продуктах горения. В этом случае температура продуктов горения $t_{\text{гор}}$, °C,

$$t_{\text{гор}} = (Q_c + [V_{\text{в.уд}} t_{\text{в}} c_{\text{в}}] / V_{\text{пг}} c_{\text{пг}}),$$

где Q_c — теплота сгорания углерода при его неполном горении, определяемом с учетом стехиометрического коэффициента $n_{\text{ст}} = (\text{CO}_2/\text{CO})$, кДж/(кг · °C);

$V_{\text{в.уд}}$ — удельный расход воздуха, м³/(кг · °C), $V_{\text{в.уд}} = V_{\text{в}}/G_c$;

$t_{\text{в}}$ — температура воздуха, поступающего в зону горения, °C;

$c_{\text{в}}$ — теплоемкость воздуха, кДж/(м³ · °C);

$V_{\text{пг}}$ — выход продуктов горения, м³/(кг · °C);

$c_{\text{пг}}$ — теплоемкости продуктов горения, кДж/(м³ · °C).

Температура горения $t_{\text{гор}}$ в основном зависит от величины теплоты горения углерода Q_c , отнесенной к единице объема продуктов горения $Q_c/V_{\text{пг}}$. Рост этих параметров связан с увеличением стехиометрического коэффициента $n_{\text{ст}}$. В конкретном случае, когда температура воздуха на входе в зону горения равна 1000 °C, изменение температуры горения от основных факторов, определяющих ее значение, показано на рис. 2.3. К главным факторам, которые определяют максимум температуры горения, следует отнести удельный расход воздуха, содержание кислорода в воздухе, поступающем в зону горения. К этим факторам следует добавить и температуру воздуха на входе в зону горения, значение которой меняется по мере перемещения зоны горения сверху вниз (при расчете графика рис. 2.3, эта температура была принята постоянной).

Процесс спекания обычно устойчиво протекает, когда удельный расход воздуха по отношению к углероду топлива $V_{\text{в}}/G_c$ находится в пределах 12–16 м³/(кг · °C). Незначительные отклонения по этому показателю в любую сторону — менее 12 или более 16 — создают условия неустойчивой работы агломерационной машины. Оптимальными считают условия, которые создаются при удельном расходе воздуха в диапазоне $V_{\text{в.уд}} = V_{\text{в}}/G_c = 14...15$ м³/(кг · °C).

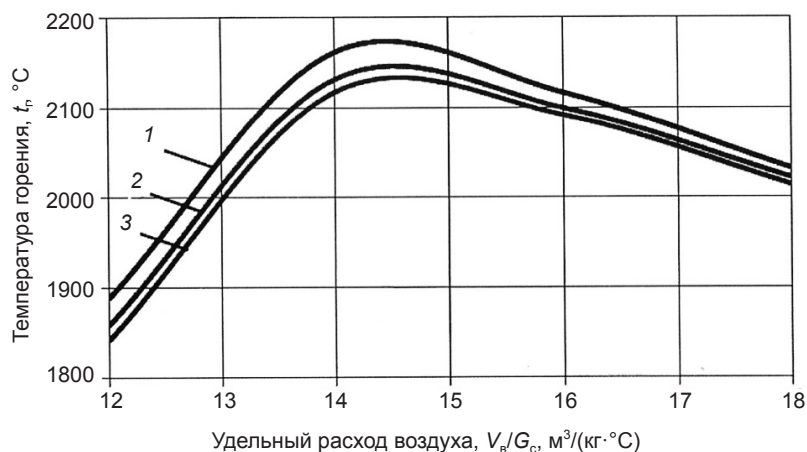


Рис. 2.3. Зависимость температуры горения ($t_{гор}, ^\circ\text{C}$) от удельного расхода воздуха $V_{в,уд} = V_{в}/G_c$ и содержания O_2 в воздухе горения (1, 2, 3 — содержание O_2 в воздухе, поступающем в зону горения, соответственно: 0,21; 0,19; 0,18)

При $V_{в,уд} = V_{в}/G_c = 12,0 \dots 14,0$ формируется область горения топлива с недостатком кислорода, что сказывается на неполноте сжигания топлива и, как следствие, на пониженных температурах горения. Обычно это происходит за счет снижения скорости фильтрации воздуха или увеличения удельного расхода топлива. Такие условия способствуют росту восстановительного потенциала продуктов горения, благодаря чему повышается содержание FeO до 25 % и более. При этом структура получаемого агломерата становится более монолитной.

При $V_{в,уд} = V_{в}/G_c > 15,0$, процесс горения протекает в условиях избытка воздуха (кислорода). При этом выделяемое в результате горения тепло расходуется на больший объем продуктов горения за счет избытка кислорода и азота дополнительного воздуха, что приводит к понижению температуры горения. При значительном превышении оптимального удельного расхода воздуха, процесс горения может прекратиться. Повышение удельного расхода воздуха от оптимального постепенно создает условия, понижающие активность процессов горения из-за недостатка углерода, что приведет к значительному ухудшению качества агломерата: его окисленность возрастает, а структура становится мелкопористой (менее прочной).

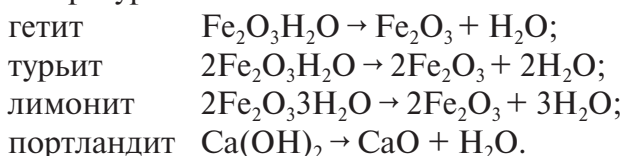
Таким образом, по технико-экономическим показателям наиболее выгодные условия горения создаются при удельном расходе воздуха в диапазоне $V_{в,уд} = V_{в}/G_c = 14 \dots 15 \text{ м}^3/(\text{кг} \cdot ^\circ\text{C})$.

Удаление влаги из шихты формирует зону сушки, что происходит за счет подогрева шихты. В этой зоне воздух насыщается парами воды, его объем увеличивается. Первоначально область сушки занимает незначительный объем. Насыщенный парами воды воздух, перемещаясь в нижние холодные слои шихты, отдает ей влагу. Таким образом, в исходной шихте повышается влагосодержание, что приводит к ее переувлажнению.

Необходимость в удалении влаги существенно возрастает после переувлажнения шихты. Поэтому процесс сушки распространяется постепенно от верхних слоев к нижним слоям шихты.

После появления в просасываемом газе избыточной влаги, формируется зона переувлажнения. Эта зона появляется сразу же после возникновения зоны сушки. По своим размерам зона переувлажнения относится к самым значительным по объему. Ее объем, по мере продвижения зоны горения в нижние слои шихты, снижается. Зона исчезает, когда в вышележащих слоях шихты заканчивается процесс сушки.

Диссоциация представленных ниже гидратов происходит в диапазоне температур 300–1000 °С:



Диссоциация представленных ниже карбонатов происходит в диапазоне температур 500–1150 °С:



В исходной агломерационной шихте сера входит в состав соединений:

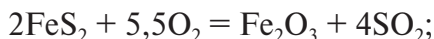
- сульфидов пирита FeS_2 и реже пирротина FeS ;
- сульфатов сернокислотного кальция CaSO_4 и сернокислотного бария BaSO_4 .

Частичное удаление сульфидной серы осуществляют в результате термической диссоциации

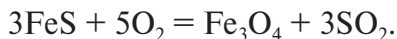
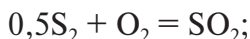


Большую часть сульфидной серы пирита окисляют до SO_2 (90 %) и SO_3 (10 %) и удаляют оксиды серы в агломерационный газ. Окисление серы идет по реакциям:

- при температурах ниже 600–700 °C



- при более высоких температурах, после термической диссоциации пирита,



Полнота протекания этих реакций зависит от крупности зерен руды, скорости окисления сульфидов и максимально возможного содержания кислорода в газовой фазе.

Удаление сульфатной серы осуществляется в целях выделения SO_2 и перевода его в газ при высоких температурах — более 1100 °C — путем разложения сульфата кальция по реакции



В условиях слабовосстановительной атмосферы разложение сульфатной серы протекает по реакции



Если в месте возможного протекания реакции разложения сульфатов появляется расплав, то активизируется взаимодействие CaO с компонентами шихты по реакциям



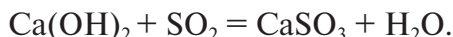
Технологические условия, обеспечивающие протекание приведенных выше реакций по удалению сульфидной и сульфатной серы, представлены в табл. 2.5.

Таблица 2.5

Условия для удаления серы в процессе агломерации

| Факторы | Сульфидная сера | Сульфатная сера |
|----------------------|----------------------|------------------------|
| Доля топлива в шихте | Умеренная (3–4 %) | Высокая (5–6 %) |
| Газовая среда | Окислительная | Слабовосстановительная |
| Степень удаления | Максимальная 85–95 % | Умеренная 60–70 % |

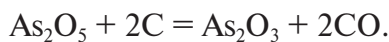
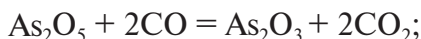
Если в составе агломерационной шихты содержатся такие компоненты, как CaCO_3 , CaO , $\text{Ca}(\text{OH})_2$, то условия удаления сульфидной серы существенно ухудшаются в результате протекания реакций



При замене части оксида кальция оксидом магния, условия процесса десульфурации улучшаются за счет того, что сульфат магния, как менее прочное соединение, разлагается при более низких температурах — около 950°C .

Вредные примеси: мышьяк, фосфор, свинец и цинк загрязняют металл и, как следствие, снижают качество изделия из такого металла.

В условиях агломерационного процесса трехокись мышьяка способна переходить в газовую фазу. Восстановление мышьяка до трехвалентной формы происходит при температурах $275\text{--}320^\circ\text{C}$ по схеме:



При повышенном расходе топлива, степень удаления мышьяка увеличивается и в лучшем случае достигает 50 %. Повышенное содержание в шихте известняка действует на степень удаления этого элемента в обратную сторону.

Фосфор при агломерации полностью переходит в готовый агломерат.

Свинец и цинк в обычных условиях при агломерации практически не удаляются. Их удаление может быть осуществлено на агломерационной ленте при нормальном расходе топлива путем хлорирования. Процесс хлорирования протекает интенсивно при температурах $700\text{--}1000^\circ\text{C}$. При введении в шихту 2–3 % CaCl_2 удастся удалить до 90 % свинца и до 65 % цинка, не снижая при этом показатели производительности агломерационной машины.

Окислительно-восстановительные процессы развиваются в спекаемом слое агломерационной шихты. В результате исследований установлено, что в микрообъемах слоя шихты, примыкающих к верхней границе зоны горения, топливо практически выгорает, на что указывает наличие кислорода в газовой среде на этой границе. В таких условиях развиваются окислительные процессы окисления серы и двухвалент-

ного железа. В объемах слоя шихты, примыкающих к нижней границе зоны горения, вблизи горящих частиц топлива протекают процессы восстановления оксидов железа. Таким образом, за счет перемещения зоны горения сверху вниз, каждый объем спекаемой шихты подвергается первоначально частичному восстановлению, а затем — окислению.

Твердофазные реакции протекают в агломерационной шихте при ее нагреве в диапазоне температур 500–1150 °С. При этих температурах главной особенностью условий развития таких реакций является незначительное время пребывания шихты при соответствующих температурах. Эта особенность приводит к тому, что перечень продуктов таких реакций и количество каждого продукта оказывается незначительным. Представление о некоторых соединениях, которые образуются в результате развития твердофазных реакций, можно получить по данным табл. 2.6.

Таблица 2.6

Соединения, образующиеся при развитии твердофазных реакций

| Реагирующие вещества | Продукт реакции | ΔH , кДж/кг | Температура образования, °С | Температура плавления, °С |
|---------------------------------------|------------------------------------|---------------------|-----------------------------|---------------------------|
| $\text{CaO} + \text{Fe}_2\text{O}_3$ | CaFe_2O_4 | –106 | 500–600 | 1216 |
| $2\text{CaO} + \text{Fe}_2\text{O}_3$ | $\text{Ca}_2\text{Fe}_2\text{O}_5$ | –121 | 400–500 | 1449 |
| $2\text{CaO} + \text{SiO}_2$ | Ca_2SiO_4 | –823 | 500–700 | 2130 |
| $2\text{FeO} + \text{SiO}_2$ | Fe_2SiO_4 | –168 | 970–990 | 1205 |

Плавление шихты является главным в технологиях получения агломерата, т. к. при плавлении происходит формирование физической структуры агломерационного спека. В области максимальных температур слоя агломерируемой шихты протекают сложные процессы, развитие которых приводит к образованию расплава. Такими процессами являются: плавление с полным распадом сложных соединений, плавление с диссоциацией химических соединений, растворение оксидов Fe, Al и Mg. В первых порциях расплава в интервале температур 1150–1230 °С появляются силикаты кальция $m\text{CaO} \cdot n\text{SiO}_2$, железокальциевые оливины CaO_x , FeO_{2-x} , SiO_2 , ферриты кальция $m\text{CaO} \cdot n\text{Fe}_2\text{O}_3$, магнетит Fe_3O_4 и гематит Fe_2O_3 , а также более сложные алюмоферриты и магнезиоферриты кальция и их эвтектические соединения. По мере повышения температуры слоя, в расплаве растворяются более тугоплавкие составляющие шихты. При максимальных температурах агломерации — 1400–1450 °С — образовавшиеся в процессе твердофазных

реакций соединения ферритов кальция разрушаются. При плавлении только фаялит Fe_2SiO_4 диссоциирует частично.

При нормальном развитии агломерационного процесса, преобладающая часть шихты перед кристаллизацией находится в расплавленном состоянии.

Кристаллизация (затвердевание) расплава формирует конечную минералогическую структуру железорудных материалов при охлаждении расплава от максимальных температур до 1200°C . Для простейшего случая получения неофлюсованного агломерата из рудного материала с кремнеземистой пустой породой, при достаточно высоком удельном расходе топлива, начало процесса кристаллизации связано с охлаждением расплава до ликвидуса. В этих условиях появляются первые кристаллы тугоплавкой фазы — магнетита. Температура его затвердевания 1597°C . При дальнейшем охлаждении количество кристаллов магнетита будет расти, а расплав при этом будет обогащаться фаялитом. Последние порции расплава застывают в виде аморфного стекла. Таким образом, компонентами неофлюсованного агломерата являются магнетит, фаялит и стекло.

Формирование отдельных фаз офлюсованных агломератов зависит от их показателя основности. В этом примере, как и для неофлюсованных агломератов, первыми образуются кристаллы магнетита. При этом, за счет окисления Fe_3O_4 кислородом воздуха, в расплаве появляется незначительное количество гематита. С увеличением основности агломерата, известь CaO расходуется на образование железокальциевых оливинов, предельный состав которых следующий: $\text{CaO}_{1,1} \cdot \text{FeO}_{0,9} \cdot \text{SiO}_2$. Оставшаяся часть CaO вступает в контакт с SiO_2 , образуя последовательно силикаты кальция $2\text{CaO} \cdot \text{SiO}_2$ и $3\text{CaO} \cdot \text{SiO}_2$. После образования силикатов кальция, избыток CaO , взаимодействуя с Fe_2O_3 , образует ферриты кальция различного состава.

В составе агломерационной шихты могут присутствовать оксиды алюминия Al_2O_3 и магнезия MgO , которые, образуя твердые растворы с другими компонентами шихты, существенно усложняют формирование конечной структуры агломерата.

Рассмотренные выше физико-химические процессы относятся к тепломассообменным, т. к. жестко связаны с температурами начала их развития и протекания. В технологиях производства агломерата формируются зоны, в которых концентрируются те или иные процессы, связанные с преобразованием исходной шихты в агломерат. Распре-

деление зон по высоте слоя агломерационной машины для условий, при которых они формируются, показано на рис. 2.4. На этом рисунке отражена сущность основных процессов, протекающих при агломерации. Прежде всего следует отметить, что по высоте слоя формируются три области, характеризующие тепловую работу агломерируемого слоя. Первая — верхняя ступень теплообмена — от поверхности слоя шихты до зоны горения, вторая — собственно зона горения и третья — нижняя ступень теплообмена — от зоны горения до защитной постели. По мере выгорания топлива, зона горения перемещается сверху вниз, при этом высота верхней ступени теплообмена увеличивается, а нижней ступени — уменьшается до нуля, когда зона горения достигает горизонта защитной постели.

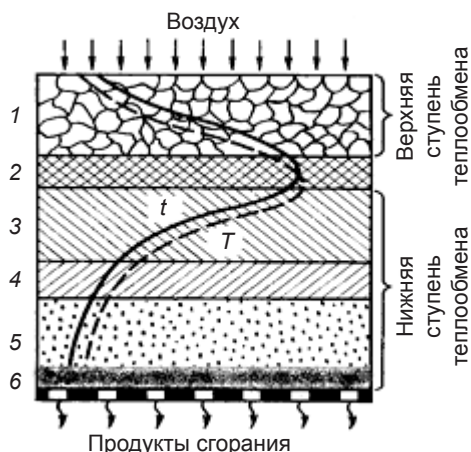


Рис. 2.4. Структура агломерируемого слоя (сверху вниз):

1 — зона агломерата; 2 — зона горения; 3 — зона подогрева шихты; 4 — зона сушки; 5 — зона переувлажнения шихты; 6 — зона исходной шихты и защитная постель; температура материала t и газа T

В верхней ступени теплообмена, которая по высоте всегда совпадает с высотой зоны формирования и охлаждения агломерата 1, просасываемый через агломерируемый слой воздух подогревается за счет тепла горячего агломерата, окисления магнетита и кристаллизации расплава. При этом чем ниже опускается зона горения, тем выше температура подогрева воздуха и тем выше температуры в зоне горения.

В зоне горения 2 происходят процессы: горения твердого топлива, восстановления оксидов железа, разложения карбонатов, плавления шихты и образования спека-агломерата. Зона горения формиру-

ется высотой в пределах 250—400 мм, ее значение зависит в основном от скорости спекания и размеров частиц твердого топлива. Скорость же спекания (скорость перемещения зоны горения) зависит от скорости фильтрации газа, которая определяется газодинамическими характеристиками слоя.

Продукты горения топлива, вобравшие в себя компоненты взаимодействия газовой фазы с оксидами железа и CO_2 карбонатов, покидая зону горения, попадают в нижнюю ступень теплообмена. В этой ступени теплообмена они подогревают нижележащие горизонты слоя и формируют зону подогрева 3, в которой протекают физические процессы нагрева шихты, осложненные возможным протеканием окислительных и восстановительных реакций в системе «газ — оксиды железа», а также протеканием реакций разложения карбонатов.

За пределами зоны подогрева формируется зона сушки 4. В этой зоне для удаления влаги требуется значительное количество тепла — 2500 кДж/кг влаги. В результате испарения влаги температура газового потока быстро падает до 60—80 °С, а газовый поток насыщается влагой. Относительно высокое содержание водяных паров в просасываемом газе приводит к тому, что, попадая в зону влажной шихты 5, водяной пар частично конденсируется, увеличивая влагосодержание до переувлажнения на горизонтах этой зоны. По мере перемещения зоны горения вниз, объем слоя, соответствующий верхней ступени теплообмена, увеличивается, что сопровождается ростом температуры подогрева воздуха и, как следствие, температуры в зоне горения. Покидающие зону горения продукты горения с более высокой температурой обеспечивают более высокий нагрев шихты в пределах объема слоя, приходящегося на нижнюю ступень теплообмена. Поступающий сверху в зону горения, по мере перемещения ее вниз, более горячий воздух улучшает тепловой баланс этой зоны. Так же влияет на состояние теплового баланса этой зоны и более подогретая шихта. Такое сочетание процессов теплообмена по высоте слоя спекаемой шихты объясняет особенность теплового состояния слоя, когда максимальные температуры в слое увеличиваются по мере приближения зоны горения к защитной постели.

При достижении зоной горения защитной постели, процесс спекания заканчивается. Однако это не является гарантией полного выгорания топлива. В готовом агломерате всегда присутствует остаточный углерод, преимущественно в верхних и нижних слоях спека. В первом

случае (верхние слои спека) это связано с тем, что в образовавшемся спеке некоторая доля частиц топлива обволакивается расплавом. В результате этого доставка кислорода к ним затрудняется, процесс горения затормаживается и, при дальнейшем снижении температур, прекращается. Во втором — (нижние слои спека) к описанному добавляется недостаток времени для сгорания крупных частиц топлива к тому моменту времени, когда зона горения выходит к защитной постели и процесс спекания заканчивается. Остаточный углерод в агломерате, как участник восстановительных процессов, оказывается полезным компонентом в доменной плавке.

Формирование спека — агломерата — связано со скоростью движения тележек, определяющей производительность агломерационной машины. При правильной установке скорости тележек, процессы спекания и охлаждения завершаются к моменту схода готового агломерата с ленты конвейера.

Образование зон агломерируемого слоя и изменение их высоты в продольном сечении по длине машины иллюстрирует рис. 2.5.

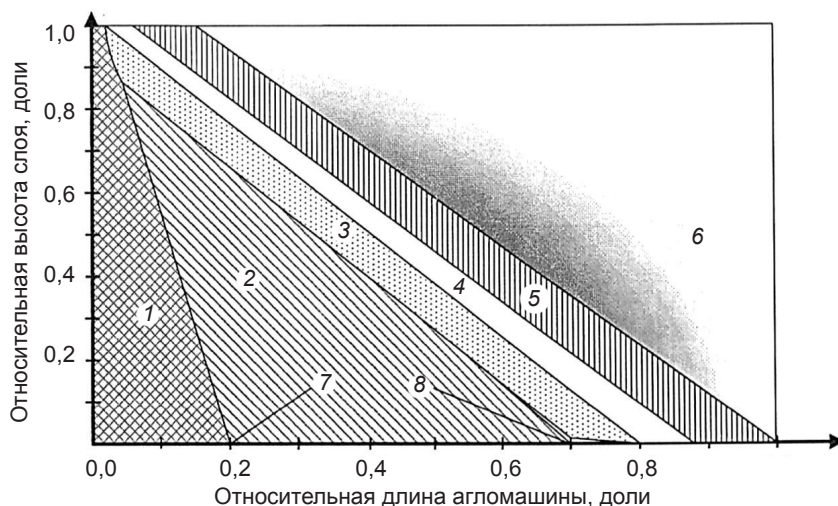


Рис. 2.5. Упрощенная схема расположения зон и относительная высота отдельных зон в продольном сечении агломерируемого слоя:

1 — зона исходной шихты; 2 — зона переувлажнения; 3 — зона сушки; 4 — зона подогрева; 5 — зона горения; 6 — спек — агломерат; 7 и 8 — реперные точки

Обращают на себя внимание реперные точки 7 и 8. Первая из них указывает на то, что на длине машине, равной 20 % от общей длины,

исходная шихта по своим параметрам исчезает, т. к. к этому времени сформировались все основные зоны агломерируемого слоя. В частности, зона переувлажнения в этом месте достигает своего максимального значения. Положение данной точки во многом определяется начальной температурой шихты. Чем ниже такая температура, тем дальше от начала агломерационной машины располагается эта точка.

Вторая реперная точка 8 указывает на исчезновение зоны переувлажнения. Таким образом, зона переувлажнения занимает 50 % длины агломерационной машины. Только на последних 30 % длины машины остаются по высоте слоя такие основные зоны, как сушка, подогрев слоя, горение топлива. Эти зоны постепенно формируют получение готового агломерата.

Готовый агломерат, покинувший конвейер, подвергается дроблению и в результате грохочения разделяется на 2 фракции: фракция 0–5 мм, которая после охлаждения либо становится компонентом агломерационной шихты, либо используется в качестве защитной постели. Вторая фракция агломерата — более 5 мм — направляется в доменный цех в качестве основного компонента шихты доменной плавки.

Важную информацию о результатах работы агломерационной машины в конкретных условиях фабрики получают при составлении материальных и тепловых балансов. К расчету балансов прибегают и при разработке и проектировании новых агломерационных фабрик. Обычно, в случае анализа работы агломерационной машины, материальный баланс представляют в тоннах на единицу времени (т/ч, т/сут), а при анализе технологии производства агломерата — на единицу продукции (кг/т агломерата или кг/100 кг агломерата). Соответственно статьи тепловых балансов имеют размерность [МДж/т агл.] или [МДж/100 кг агл.].

В качестве примеров материального и теплового балансов ниже приведены балансы, рассчитанные В. И. Коротичем и Ю. А. Фроловым применительно к концентратам Оленегорского месторождения, коксону из углей Печерского месторождения и известняка Пикалевского месторождения. Химический состав железорудного агломерата, составивший основу для построения балансов, приведен в табл. 2.7.

Кроме указанных компонентов в составе шихты использована колошниковая пыль доменных печей. Расчет химического состава шихты производят в целях такого подбора соотношения рудных компонентов и флюсов, чтобы при агломерации был получен агломерат с заданной концентрацией железа и основностью — отношением CaO/SiO_2 .

Таблица 2.7

Химический состав шихты и железорудного агломерата

| Материал | Расход, кг/100 кг | Fe | | Fe ₂ O ₃ | | FeO | | CaO | | SiO ₂ | |
|-------------------|----------------------|--------------------------------|-------|--------------------------------|-------|-------|-------|----------------|-------|------------------|------|
| | | % | кг | % | кг | % | кг | % | кг | % | кг |
| Концентрат | 84,07 | 65,16 | 54,78 | 68,22 | 57,35 | 22,39 | 18,82 | 0,16 | 0,13 | 8,70 | 7,31 |
| Известняк | 19,52 | 0,35 | 0,07 | 0,50 | 0,10 | — | — | 53,00 | 10,34 | 1,40 | 0,27 |
| Колошниковая пыль | 3,8 | 35,67 | 1,35 | 37,65 | 1,43 | 11,80 | 0,45 | 15,20 | 0,58 | 16,58 | 0,63 |
| Коксик | 6,2 | 3,36 | 0,21 | 4,80 | 0,30 | — | — | 1,20 | 0,07 | 8,20 | 0,51 |
| ИТОГО | 113,55 | — | 56,41 | — | 59,18 | — | 19,27 | — | 11,12 | — | 8,72 |
| Улетучивается | 13,58 | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — |
| Агломерат | 99,97 | — | 56,41 | — | 67,25 | — | 12,00 | — | 11,12 | — | 8,72 |
| Материал | Расход, кг/100 кг | Al ₂ O ₃ | | MgO | | S | | C _H | | п. п. п. | |
| | | % | кг | % | кг | % | кг | % | кг | % | кг |
| Концентрат | 84,07 | 0,09 | 0,07 | 0,15 | 0,13 | 0,05 | 0,04 | — | — | 0,24 | 0,20 |
| Известняк | 19,52 | 0,20 | 0,04 | 1,10 | 0,21 | 0,02 | — | — | — | 43,78 | 8,54 |
| Колошниковая пыль | 3,8 | 3,21 | 0,12 | 0,92 | 0,03 | 0,22 | 0,01 | 10,48 | 0,40 | 3,94 | 0,15 |
| Коксик | 6,2 | 4,00 | 0,25 | 0,26 | 0,02 | 0,55 | 0,03 | 78,79 | 4,88 | 2,20 | 0,14 |
| ИТОГО | 113,55 | — | 0,48 | — | 0,39 | — | 0,08 | — | 5,28 | — | 9,03 |
| Улетучивается | 13,58 | — | — | — | — | — | 0,07 | — | 5,28 | — | 9,03 |
| Агломерат | 99,97 | — | 0,48 | — | 0,39 | — | 0,01 | — | — | — | — |

Материальный баланс, отражающий получение агломерата кг/1000 кг, приведен в табл. 2.8. При составлении баланса учтено, что высота слоя шихты 300 мм, влажность шихты 8 %, удельный расход воздуха на сжигание коксика 673 м³/т агл. и природного газа 63,2 м³/т агл., что в сумме составляет 935 кг/т агл. Количество агломерата по статьям «Возврат» и «Постель» для приходной и расходной статей баланса приняты одинаковыми.

Подобные балансы составляют, варьируя количество и состав компонентов шихты. Результаты такого подхода позволяют не только оптимизировать состав шихты, но и оценить экономические затраты на реализацию этой части технологии производства агломерата. Данные материального баланса используют для расчета главного параметра технологии — «Выход годного». Для рассматриваемых условий этот параметр равен $(1000/2862) = 34,94 \%$.

Таблица 2.8

Материальный баланс получения 1 т агломерата

| Статья приходной части | Величина | | Статья расходной части | Величина | |
|----------------------------------|----------|------|-------------------------------|----------|------|
| | кг | % | | кг | % |
| Концентрат | 841 | 29,4 | Агломерат | 1000 | 34,9 |
| Известняк | 195 | 6,8 | Возврат | 487 | 17,0 |
| Колошниковая пыль | 38 | 1,3 | Газ сухой (аглом. + горновой) | 1086 | 37,9 |
| Коксик | 62 | 2,2 | Влага газа | 143 | 5,0 |
| Возврат | 487 | 17,0 | Постель | 146 | 5,2 |
| Влага шихты | 130 | 4,5 | ИТОГО | 2862 | 100 |
| Природный газ | 3 | 0,1 | | | |
| Воздух (на спекание и зажигание) | 935 | 32,7 | | | |
| Постель | 146 | 5,1 | | | |
| ИТОГО | 2837 | | | | |
| Невязка: 2862–2837 | 25 | 0,9 | | | |
| ИТОГО | 2862 | 100 | | | |

Энергоэффективная часть технологии производства агломерата оценивается по тепловому балансу, в котором учтены как источники тепла (тепло, выделяемое при горении коксика и природного газа), так и все потребители тепловой энергии. Пример теплового баланса для условий, отраженных в таб. 2.7 и 2.8, приведен в табл. 2.9.

Таблица 2.9

Тепловой баланс получения 1 т агломерата

| Статья приходной части | Величина | | Статья расходной части | Величина | |
|--|----------|------|----------------------------------|----------|------|
| | МДж/1000 | % | | МДж | % |
| Тепло горения $C_{ш}$ | 1000 | 55,0 | Тепло испарения влаги шихты | 324 | 17,8 |
| Тепло зажигания | 159 | 8,8 | Тепло диссоциации $CaCO_3$ | 334 | 18,4 |
| Энтальпия воздуха | 18 | 1,0 | Энтальпия агломерац. газа | 308 | 17,0 |
| Энтальпия шихты | 119 | 6,6 | Потери тепла на сторону | 91 | 5,0 |
| Тепло окисления магнетита | 486 | 26,7 | Энтальпия агломерационного спека | 760 | 41,8 |
| Тепло экзотермич. реакций минералообразов. | 35 | 1,9 | | | |
| ИТОГО | 1817 | 100 | ИТОГО | 1817 | 100 |

Информация, содержащаяся в тепловых балансах, свидетельствует прежде всего о том, как и за счет каких физико-химических процессов формируются источники тепловой энергии, а также как распределяется эта энергия по потребителям теплоты. Данные теплового баланса используют для определения теплового коэффициента полезного действия. По данным табл. 2.8 этот коэффициент $760/1817 = 41,83\%$.

При составлении материальных и тепловых балансов действующих агломерационных машин, значительную часть информации получают, используя показания измерительных приборов, контролирующих процессы производства агломерата, а также в случаях необходимости результаты специальных экспериментальных исследований.

Определяющими качество получаемого агломерата и производительность агломерационной машины по выходу годного агломерата являются зона сушки и зона спекания.

2.1.3. Закономерности тепломассообменных процессов технологии производства агломерата

Анализ теплофизических явлений, обеспечивающих преобразование агломерационной шихты в готовый для производства чугуна продукт — агломерат, позволил установить последовательность протекания физико-химических процессов, а также установить влияние различных факторов на степень их развития. Отметим, что при организации тепловых и газодинамических режимов в производстве агломерата следует учитывать специфику перерабатываемых руд по химическому и гранулометрическому составу, особенности конструкций агломерационных машин и уровень их технического состояния. Для этого используют постоянный контроль показателей работы агломерационных машин и качества получаемого агломерата и, в случае необходимости, корректируют тепловые и гидродинамические характеристики технологии спекания.

Такой контроль может быть организован как минимум в двух направлениях. Первое — с использованием результатов экспериментальных исследований процессов спекания и второе — с использованием математического моделирования технологических процессов, обеспечивающих получение агломерата. Не подвергая анализу достоинства организации первого или второго направлений контроля и учи-

таявая возможности на сегодняшний день вычислительной техники, предпочтение следует отдавать использованию математического моделирования.

Производство агломерата включает комплекс тепломассообменных процессов, последовательная реализация которых обеспечивает тепловой энергией за счет горения топлива не только нагрев исходной шихты, но и компенсацию затрат на протекание физико-химических явлений, связанных с разложением и плавлением компонентов шихты, сушкой шихты, восстановлением оксидов железа. Такие явления, как кристаллизация расплава и окисление железа, являются источниками тепловой энергии, что в определенной мере сказывается на удельном расходе топлива.

Физически математическая модель производства агломерата предусматривает последовательность всех протекающих тепломассообменных процессов преобразования исходной шихты в агломерат. В начальной стадии технологии производства агломерата, нагрев шихты осуществляется в зажигательном горне, при этом обычно используются продукты горения газообразного топлива, температура горения которых поддерживается постоянной.

Начало процессов агломерации формируется после выхода шихты из зажигательного горна, когда в разогретом верхнем участке слоя развивается устойчивый процесс горения топлива. Эти условия приводят к формированию небольшой по высоте зоны горения, в которой развиваются высокие температуры, способные привести к размягчению и частичному расплавлению компонентов шихты. Образующаяся жидкая фаза при охлаждении связывает отдельные частицы шихты в кристаллические сростки — агломерат. Так перед зоной горения появляется еще одна зона — зона охлаждения слоя. Особенность этой зоны проявляется в том, что охлаждение агломерата сопровождается нагревом воздуха. Таким образом, в зону горения воздух поступает предварительно нагретым, что способствует достижению высоких температур при относительно низком расходе топлива.

Продукты горения, покидая зону горения, нагревают нижележащие слои агломерируемой шихты. После того как шихта в этих слоях нагреется до температуры воспламенения топлива и в них получит развитие процесс горения топлива, зона горения переместится по направлению движения газа. Непрерывность перемещения зоны горения будет происходить до тех пор, пока зона горения не достигнет посте-

ли, не содержащей топлива. Следует отметить, что, по мере перемещения зоны горения вниз, температура подогрева воздуха непрерывно возрастает, чему способствует увеличение зоны охлаждения.

Тепло продуктов горения, покидающих зону горения, расходуется на подогрев нижележащей шихты (зона подогрева шихты), на удаление влаги (зона сушки). По мере продвижения зоны горения, уменьшается зона переувлажнения шихты, а после ее исчезновения уменьшается зона сушки. Об исчезновении зоны сушки судят по росту температуры покидающих слой шихты газов.

Таким образом, при всем многообразии процессов, свойственных технологии спекания железорудного сырья, их можно объединить в три части по высоте слоя шихты (см. рис. 2.4):

- верхняя ступень теплообмена, где протекают теплообменные процессы нагрева воздуха, охлаждающего агломерат. Лишь при приближении потока воздуха к зоне горения появляются источники тепла, обусловленные выделением тепла при кристаллизации расплава и при окислении оксидов железа;
- зона горения, в которой сосредоточены процессы горения твердого топлива, осложненные процессами появления расплава;
- нижняя ступень теплообмена, где теплообменные процессы по подогреву шихты сопровождаются процессами удаления влаги (сушки).

Развитие процессов в верхней ступени слоя шихты положительно влияет на показатели технологии производства агломерата. С одной стороны, это проявляется в нагреве воздуха, поступающего в зону горения, которая, с увеличением объема этой ступени, растет, что благоприятно сказывается на условиях горения и сжигания топлива в агломерируемой шихте. С другой стороны, процесс охлаждения агломерата начинается сразу же за пределами зажигательного горна, что позволяет существенно повысить прочность агломерата. Не менее значимым является и то, что, за счет охлаждения агломерата на ленте, уменьшаются мощности охладителей агломерата за пределами агломерационной машины в чашевых, линейных и кольцевых и других охладителях. Уменьшается также длина агломерационной машины, если ее часть используется для завершения процессов охлаждения агломерата.

Процессы, протекающие в зоне горения, практически определяют главные технико-экономические показатели: расход топлива, качество агломерата и др. Этим объясняется то внимание, которое уделя-

лось и уделяется организации процессов в этой зоне. Первоначально изучение процессов горения в слое агломерируемой шихты происходило на уровне экспериментальных исследований. По мере накопления знаний и развитию математического моделирования технологических процессов создавались условия и для моделирования этих процессов.

Одной из основных особенностей процесса сушки агломерационной шихты является неравномерность протекания процессов обезвоживания по высоте слоя, обусловленная формированием различных зон. Несмотря на внимание, которое уделяется исследованию закономерностей сушки шихты в технологии агломерации железорудных материалов, поиск путей интенсификации массообменных процессов, связанных с удалением влаги перед спеканием шихты, сохраняется. Эта работа направлена на установление рациональных значений основных технологических параметров для организации сушки шихты с учетом образования зоны переувлажнения. Обычно влажность агломерационной шихты оценивается по влагосодержанию, как отношение массы влаги к массе абсолютно сухого материала w^c . В зависимости от содержания влаги различают три состояния материала по отношению к окружающей среде: влажное, когда материал отдает влагу среде; равновесное, при котором обмен влагой между материалом и средой отсутствует; гигроскопическое, которое характеризуется забором влаги из окружающей среды.

Впервые математическая модель процесса агломерации была разработана во Всесоюзном научно-исследовательском институте металлургической теплотехники (ВНИИМТ) под руководством проф., д-ра техн. наук Ф. Р. Шкляра (1977). Эта модель успешно развивалась и развивается д-ром техн. наук Б. А. Боковиковым (НПВП «ТОРЭКС») и д-ром техн. наук Ю. А. Фроловым НПП «Уралэлектра», сотрудниками этих организаций и УрФУ. Модель использовалась и используется для анализа и совершенствования технологии и оборудования агломерационного процесса.

Обмен теплом и влагой между газом и шихтой на агломерационной машине происходит в условиях движения газа (теплоносителя) под углом 90° к материалу, т. е. в условиях перекрестного тока. Особенности теплообмена для этого случая рассмотрены в подгл. 1.4.

Математическая модель, представленная ниже, описывает процессы теплообмена в слое агломерационной шихты с учетом следующих допущений:

- горение протекает только на поверхности частиц топлива. В объеме газа догорание оксида углерода не происходит;
- теплофизические свойства компонентов шихты и газа принимаются средними и не изменяются по высоте зон;
- изменения в объеме газа от химической неполноты горения и от поступления CO_2 при разложении карбонатов невелики и позволяют пренебречь ими;
- тепловые потери во внешнюю среду пренебрежимо малы;
- термическое сопротивление материала частиц учитывается с помощью коэффициента термической массивности массивности m' ;
- теплообмен между шихтой и газовым потоком происходит при граничных условиях третьего рода;
- теплота экзо- и эндотермических реакций, плавления и кристаллизации учитывается через кажущуюся теплоемкость;
- теплообмен теплопроводностью или излучением между слоями шихты, расположенными на различных горизонтах, учитывается;
- тепловые эффекты реакций локализованы в объеме частиц шихты;
- ввиду малых размеров частиц шихты, их температура постоянна по объему; все частицы элементарного объема шихты, расположенные на одном горизонте слоя, имеют одинаковую температуру;
- восстановительные процессы идут только в зонах нагрева, горения и плавления;
- окислительные процессы идут только в зонах кристаллизации и охлаждения.

Математическая формулировка задачи рассматривает состояние слоя, когда в нем представлены все характерные зоны по направлению движения газа (рис. 2.6): зона охлаждения слоя, входящая в верхнюю ступень теплообмена, в которой при охлаждении слоя шихты протекают и процессы кристаллизации расплава; зона горения топлива, в которой благодаря высоким температурам сосредоточены процессы плавления шихты; зона нагрева шихты, входящая в нижнюю ступень теплообмена, где развиты процессы нагрева и сушки шихты. Для каждой зоны слоя агломерируемой шихты в математической модели учтена специфика протекающих в ней процессов.

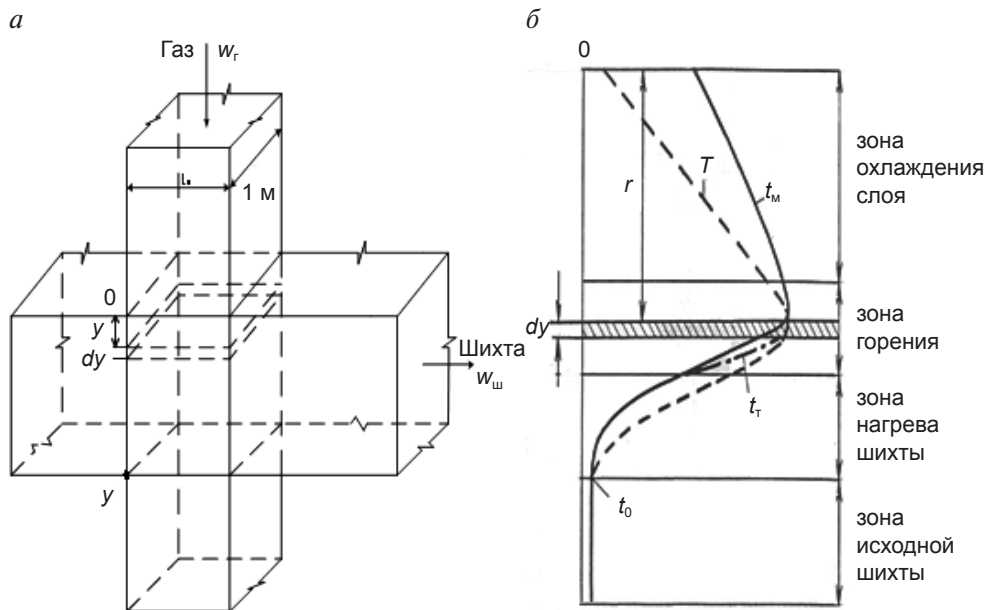


Рис. 2.6. Схема теплообмена (а) и распределения температур по высоте слоя агломерационной шихты (б):

T — температура газа; t_m — материала; t_t — топлива; t_0 — исходной шихты

Базу математических моделей процессов агломерации составляют уравнения, наиболее полно и разносторонне отражающие особенности развития теплообменных процессов. Такой зоной, в которой процессы теплообмена наиболее сложны, является зона горения. Математическую модель зоны горения принимают как основную, используя ее также для описания теплообменных процессов в других зонах по высоте слоя с учетом специфических особенностей каждой зоны.

Для вывода основных уравнений теплообмена процессов агломерации следует (см. рис. 2.6) выделить элемент материала слоя dy площадью $f_{\text{сл}}$, расположенного на расстоянии y от верхней границы слоя, в котором находится зона горения. Для этого элемента можно оценить количество тепла d^2Q_m , получаемое частицами материала и топлива от газа за время $d\tau$,

$$d^2Q_m = [f_m(T - t_{\text{пов.м}})\alpha_m + f_t x_t^2(T - t_{\text{пов.т}})\alpha_t + q_{\text{хим}}]f_{\text{сл}} dy d\tau, \quad (2.1)$$

где f_m — удельная поверхность частиц материала слоя, $\text{м}^2/\text{м}^3$;

$T, t_{\text{пов.м}}, t_{\text{пов.т}}$ — температура газа, поверхностей материала и топлива, $^{\circ}\text{C}$;

α_m, α_t — коэффициенты теплоотдачи от газа к материалу и топливу, Вт/(м² · К), (формулы для определения этих коэффициентов представлены в подгл. 1.2);

f_t — начальная удельная поверхность топлива, м²/м³;

x_t — относительный диаметр частиц топлива, равный отношению диаметра частицы на момент выгорания к начальному ее диаметру, $x_t = d / d_0$;

$q_{хим}$ — количество тепла, выделенное (+) или поглощенное (–) при протекании различных физико-химических процессов в материале шихты, Вт/м³;

$f_{сл}$ — площадь слоя, м², $f_{сл} = L_o \cdot 1$ м. Здесь L_o — длина исследуемого участка слоя на машине, м, а его ширина принята равной 1 м.

Первое слагаемое правой части уравнения (2.1) выражает количество тепла, получаемое материалом от газа, второе — от горящих частиц топлива, расположенных в данном элементе слоя, и третье — $q_{хим}$ — количество тепла, выделенное (+) или поглощенное (–) при протекании различных физико-химических процессов в материале, Вт/м³. Величина α_{tm} рассчитывается из предположения, что тепло от топлива к материалу передается только излучением (контактная передача тепла теплопроводностью не учитывается):

$$\alpha_{tm} = \varepsilon_n C_0 \Phi_{tm} \left[\frac{1}{10^8} (T_t^3 + T_t^2 T_m + T_t T_m^2 + T_m^3) \right],$$

где ε_n — приведенная степень черноты системы, в расчетах принимают 1,0;

C_0 — коэффициент лучеиспускания абсолютно черного тела;

Φ_{tm} — угловой коэффициент;

T_t, T_m — температуры поверхности частиц топлива и инертного материала, К.

В результате передачи теплоты газового потока элементу слоя y за время $d\tau$, теплосодержание газа изменится на величину

$$d^2 Q_g = -c_g \varepsilon \left[\frac{\partial T}{\partial \tau} + w_g \frac{\partial T}{\partial y} \right] dy d\tau, \quad (2.2)$$

где c_g — объемная теплоемкость газа, кДж/(м³ · К);

w_g — скорость газа в слое, м/с;

ε — порозность слоя.

После приравнивания правых частей уравнений (2.1) и (2.2) образуется новое уравнение, связывающее параметры газового потока с условиями его охлаждения,

$$-c_{\Gamma}\varepsilon\left[\frac{\partial T}{\partial \tau}+w_{\Gamma}\frac{\partial T}{\partial y}\right]=\left[f_{\mathrm{M}}(T_{\Gamma}-t_{\mathrm{M}})\alpha_{\mathrm{M}}+f_{\mathrm{T}}x_{\mathrm{T}}^2(t_{\mathrm{T}}-t_{\mathrm{M}})\alpha_{\mathrm{T}}+q_{\mathrm{ХИМ}}\right]. \quad (2.3)$$

Для получения уравнения, отражающего процессы теплообмена в агломерационной шихте, используют уравнение (2.1), которое определяет количество тепла, воспринятое материалом, в элементе слоя $dy \cdot 1$ за время $d\tau$. Далее следует иметь в виду, что компоненты шихты с температурой средней по элементарному объему, равной $t_{\mathrm{Mас}}$, которые получили некоторое количество тепла d^2Q_{M} , изменяют свою температуру на величину $dt_{\mathrm{Mас}}$, что обычно описывается следующим уравнением:

$$d^2Q_{\mathrm{M}}=\rho_{\mathrm{M}}c_{\mathrm{M}}\frac{\partial t_{\mathrm{Mас}}}{\partial \tau}f_{\mathrm{сл}}dyd\tau, \quad (2.4)$$

где c_{M} — теплоемкость материала, кДж/(кг·К).

Приравнивая правые части уравнений (2.1) и (2.4), получают новое уравнение, связывающее температуры материала с условиями его нагрева,

$$\rho_{\mathrm{M}}c_{\mathrm{M}}\frac{\partial t_{\mathrm{Mас}}}{\partial \tau}=\left[f_{\mathrm{M}}(T-t_{\mathrm{M}})\alpha_{\mathrm{M}}+f_{\mathrm{T}}x_{\mathrm{T}}^2(t_{\mathrm{T}}-t_{\mathrm{M}})\alpha_{\mathrm{TM}}+q_{\mathrm{ХИМ}}\right]. \quad (2.5)$$

Поскольку рассматривается процесс теплообмена за бесконечно малый промежуток времени $d\tau$, то условно принимают, что $\frac{\partial t_{\mathrm{Mас}}}{\partial \tau} = \frac{\partial t_{\mathrm{M}}}{\partial y}$. Уравнение (2.5) используется в математической модели для определения температуры материала.

При анализе процесса горения в агломерируемом слое представляет интерес степень нагрева топлива. При выводе уравнения для определения температуры топлива было учтено, что частицы топлива получают тепло не только от газа, но и от горения углерода на их поверхности после воспламенения. При этом большая часть выделяемого при горении тепла передается инертному материалу. Газ не получает тепло из-за его прозрачности при малой концентрации в нем трехатомных газов. В этом случае в элементе $f_{\mathrm{сл}}dy$ за время $d\tau$ частицы топлива получают количество тепла, равное d^2Q_{M} ,

$$d^2Q_T = [f_T x_T^2 (T - t_{T.мас}) \alpha_M + f_T x_T^2 (t_{T.мас} - t_{мас}) \alpha_{TM} + Q_{(β)}^p f_T x_T^2 β \frac{d(G_o^T x^3)}{dτ}] f_{сл} dy dτ, \quad (2.6)$$

где $t_{T.мас}$ — средняя по объему частиц температура топлива, °С;
 $Q_{(β)}^p$ — теплотворная способность топлива с учетом химической неполноты горения, кДж/кг;
 $β$ — доля сгоревшего топлива, доли ед.;
 G_o^T — вес топлива в 1 м³ слоя шихты, кг/м³;
 x^3 — относительный объем частиц топлива на момент выгорания.
Теплосодержание топлива при этом изменяется на величину

$$d^2Q_T = G_o^T c_T \frac{\partial(\bar{t}_T x_T^3)}{\partial τ} f_{сл} dy dτ, \quad (2.7)$$

где c_T — теплоемкость топлива, кДж/(кг·К).

В соответствии с тепловым балансом правые части уравнений (2.6) и (2.7) должны быть равны. Таким образом получают новое уравнение:

$$G_o^T c_T \frac{\partial(\bar{t}_T x_T^3)}{\partial τ} = [f_T x_T^2 (T - t_T) \alpha_T - f_T x_T^2 (t_T - t_M) \alpha_{TM} + Q_{(β)}^p f_T x_T^2 R Co_2 β \frac{d(G_o^T x^3)}{dτ}], \quad (2.8)$$

где R — константа скорости горения топлива, см/с;

Co_2 — концентрация кислорода в воздухе, поступающем в зону горения, кг/м³.

Определение температуры поверхности горящих частиц топлива требует дальнейшего преобразования уравнения (2.8). Для этого следует учесть низкую концентрацию топлива в слое (4–8 % от общего веса сухой шихты), малые размеры частиц топлива и значительное количество тепла, выделяемого при горении на единицу веса топлива. При учете этих допущений, изменением теплосодержания топлива можно пренебречь, в результате чего левая часть уравнения (2.8) будет равна 0, т. е.

$$G_o^T c_T \frac{\partial \bar{t}_T x_T^3}{\partial τ} \approx 0. \quad (2.9)$$

Погрешность от такого допущения невелика. Действительно, количество теплоты, необходимое для нагрева одного килограмма топли-

ва от температуры его воспламенения 700°C до максимальной температуры 1600°C , составит 1700 кДж/кг , тогда как при горении этого количества топлива будет выделено около 25000 кДж/кг , т. е. в 15 раз больше. Кроме того, следует иметь в виду, что все физическое тепло частиц топлива при полном его сгорании будет передано инертному материалу и газу. Для этих условий температуру горящих частиц топлива определяют после преобразования уравнения (2.8) к виду

$$t_{\text{г}} = \frac{\alpha_{\text{г}} T + \alpha_{\text{тм}} t_{\text{м}} + Q_{(\beta)}^p R C_{\text{O}_2}}{\alpha_{\text{г}} + \alpha_{\text{тм}}}. \quad (2.10)$$

После подстановки выражения (2.10) в уравнения (2.3) и (2.5) и преобразований получают окончательный вид уравнений, описывающих теплообмен в слое агломерационной шихты:

$$-c_{\text{г}} \varepsilon \left[\frac{\partial T}{\partial \tau} + w_{\text{г}} \frac{\partial T}{\partial y} \right] = \left[f_{\text{м}} \alpha_{\text{м}} + \frac{f_{\text{г}} x_{\text{г}}^2 \alpha_{\text{г}}}{1 + \frac{\alpha_{\text{г}}}{\alpha_{\text{тм}}}} \right] (T - t_{\text{м}}) - \frac{Q_{(\beta)}^p f_{\text{г}} x_{\text{г}}^2 R C_{\text{O}_2} \frac{d(G_{\text{о}}^{\text{г}} x^3)}{d\tau}}{1 + \frac{\alpha_{\text{тм}}}{\alpha_{\text{г}}}}; \quad (2.11)$$

$$\rho_{\text{м}} c_{\text{м}} \frac{\partial \bar{t}_{\text{м}}}{\partial \tau} = \left[f_{\text{м}} \alpha_{\text{м}} + \frac{f_{\text{г}} x_{\text{г}}^2 \alpha_{\text{г}}}{1 + \frac{\alpha_{\text{г}}}{\alpha_{\text{тм}}}} \right] (T - t_{\text{м}}) + \frac{Q_{(\beta)}^p f_{\text{г}} x_{\text{г}}^2 R C_{\text{O}_2} \frac{d(G_{\text{о}}^{\text{г}} x^3)}{d\tau}}{1 + \frac{\alpha_{\text{тм}}}{\alpha_{\text{г}}}} + q_{\text{хим}}. \quad (2.12)$$

Связь между температурой внешней поверхности частицы инертных материалов $t_{\text{пов.м}}$ и средним значением по массе ее частиц $\bar{t}_{\text{м}}$ определяется по уравнениям теплообмена внутри частиц. В условиях тепловой обработки частиц агломерационного слоя, при наличии регулярного режима в процессах нагрева или охлаждения, когда комплекс $c_{\text{г}} \varepsilon f_{\text{г}} w_{\text{г}} \frac{\partial T_{\text{г}}}{\partial y}$ значительно больше комплекса $c_{\text{г}} \varepsilon f_{\text{сл}} \frac{\partial T}{\partial \tau}$, последний может быть принят без существенной погрешности равным 0. При таком допущении

$$\frac{d\bar{t}_{\text{м}}}{d\tau} = \frac{m_{\phi} dt_{\text{м}}}{d\tau}, \quad (2.13)$$

где m_{ϕ} — постоянный коэффициент, зависящий от формы куска.

С учетом принятого допущения, а также равенства (2.13) система уравнений (2.11) и (2.12) может быть представлена в виде:

$$c_{\Gamma} w_{\Gamma} \frac{\partial T}{\partial y} = [\alpha_{\text{вм}} + \alpha_{\text{вт}} x^2 / (1 + n_{\alpha})] (t_{\text{м}} - T) - Q_{\text{с}} x^2 / [1 + (1/n_{\alpha})]; \quad (2.14)$$

$$\rho_{\text{м}} c_{\text{м}} \frac{m_{\Phi} \partial t}{\partial \tau} = [\alpha_{\text{вм}} + \alpha_{\text{вт}} x^2 / (1 + n_{\alpha})] (T - t_{\text{м}}) + Q_{\text{с}} x^2 / [1 + (1/n_{\alpha})] + q_{\text{хим}}, \quad (2.15)$$

где $\alpha_{\text{вм}}$ и $\alpha_{\text{вт}}$ — коэффициенты теплоотдачи, отнесенные к единице объема слоя, Вт/(м³·К), $\alpha_{\text{вм}} = f_{\text{м}} \alpha_{\text{м}}$, $\alpha_{\text{вт}} = f_{\text{т}} \alpha_{\text{м}}$;

n_{α} — отношение коэффициентов теплоотдачи, $n_{\alpha} = \frac{\alpha_{\text{т}}}{\alpha_{\text{тм}}}$;

$Q_{\text{с}}$ — количество теплоты, выделяющейся в 1 м³ слоя,

$Q_{\text{с}} = Q_{(\beta)}^p f_{\text{т}} R C_{\text{O}_2} \beta$.

Представленные выше уравнения (2.14) и (2.15) составляют основу математической модели процессов агломерации и должны быть дополнены граничными условиями для различных зон слоя агломерируемой шихты.

В зоне нагрева шихты до температуры воспламенения топлива (верхняя ступень теплообмена) происходит нагрев инертных материалов и топлива продуктами горения топлива с температурой T' и начальной температурой шихты t_0 до температуры воспламенения топлива $t_{\text{т}}^*$. В этой зоне горение топлива шихты не происходит. Относительный диаметр частицы топлива $x=1$. С учетом этих граничных условий уравнения (2.3), (2.5) и (2.8) примут следующий вид:

$$-c_{\Gamma} w_{\Gamma} \frac{\partial T}{\partial y} = f_{\text{м}} (T - t_{\text{м}}) \alpha_{\text{м}} + f_{\text{т}} (t_{\text{т}} - t_{\text{м}}) \alpha_{\text{т}};$$

$$\rho_{\text{м}} c_{\text{м}} \frac{m_{\Phi} \partial t_{\text{м}}}{\partial \tau} = f_{\text{м}} (T - t_{\text{м}}) \alpha_{\text{м}} + f_{\text{т}} (t_{\text{т}} - t_{\text{м}}) \alpha_{\text{тм}} + q_{\text{хим}};$$

$$G_{\text{о}}^{\text{т}} c_{\text{т}} \frac{\partial \bar{t}_{\text{т}}}{\partial \tau} = f_{\text{т}} (T - t_{\text{т}}) \alpha_{\text{т}} - f_{\text{т}} (t_{\text{т}} - t_{\text{м}}) \alpha_{\text{тм}}.$$

Поскольку в этой зоне, при нагреве шихты, температуры поверхности инертного материала и топлива близки друг к другу, а коэффициенты теплообмена $\alpha_{\text{м}}$ и $\alpha_{\text{т}}$ практически одинаковы, то систему уравнений, описывающих температурное поле в процессе нагрева слоя шихты для этой зоны, представляют в виде:

$$c_{\Gamma} w_{\Gamma} \frac{\partial T}{\partial y} = \alpha_{\text{вш}}(t - T); \quad (2.16)$$

$$\rho_{\text{ш}} c_{\text{шк}} \frac{m_{\Phi} \partial t_{\text{ш}}}{\partial \tau} = \alpha_{\text{вш}}(T - t), \quad (2.17)$$

где t — температура компонентов шихты — топлива t_{Γ} , шихты $t_{\text{м}}$, °С;
 $\rho_{\text{ш}}$ — плотность шихты, кг/м³,

$$\rho_{\text{ш}} = \Sigma G_{\text{м}} + G_{\Gamma}^* + G\text{H}_2\text{O}.$$

Здесь $G_{\text{м}}$ — вес материалов (руды, возврата, известняка и др.) в единице объема влажной шихты, кг/м³; G_{Γ}^* — вес топлива до начала его воспламенения в единице объема влажной шихты, кг/м³; $G\text{H}_2\text{O}$ — вес влаги в шихте, кг/м³;

$c_{\text{шк}}$ — кажущаяся теплоемкость шихты, кДж/(кг·К),

$$c_{\text{шк}} = [(\Sigma G_{\text{м}} c_{\text{м}} + G_{\Gamma} c_{\Gamma}) / (G_{\text{м}} + G_{\Gamma})] + [q_{\text{хим}} / (t_{\Gamma}^* - t_0)].$$

Здесь $q_{\text{хим}}$ — количество тепла, расходуемого на испарение влаги шихты и другие процессы, протекающие в диапазоне температур от начала нагрева t_0 до температуры воспламенения топлива t_{Γ}^* ;

$\alpha_{\text{вш}}$ — объемный коэффициент теплоотдачи от газа к шихте, отнесенный к единице объема слоя, кВт/(м³·К);

m_{Φ} — постоянный коэффициент, зависящий от формы куска.

Граничные условия для зоны нагрева шихты до температуры воспламенения топлива примут вид:

- на входе в слой

$$\begin{aligned} \tau &= 0, & t_{\text{м}} &= t_{\Gamma} = t_0; \\ y &= 0, & T &= T'; \end{aligned} \quad (2.18)$$

- на выходе из зажигательного горна

$$\begin{aligned} y &= y^* = \int_0^{\tau} U d\tau; & t_{\text{м}} &= t_{\Gamma} = t_{\Gamma}^*; & T &= T^*; \\ y &= \infty, & T' &= t_0, & t_0 &= \varphi(t_{\text{ш}}^*; P \text{ H}_2\text{O}), \end{aligned}$$

где y^* — положение фронта воспламенения в слое, м;

U — скорость перемещения фронта воспламенения топлива в слое шихты, м/с;

T^* — температура газа на выходе из зоны горения, °С.

Граничные условия для этой зоны дополняют зависимостью, которая определяет скорость перемещения фронта воспламенения U . Из анализа уравнений (2.14) и (2.15) следует, что температура шихты зависит от месторасположения слоя шихты y и времени τ , т. е.

$$t = f(y, \tau),$$

что определяется положением в слое фронта воспламенения топлива

$$y^* = \varphi(t^*, \tau). \quad (2.19)$$

После дифференцирования уравнения (2.19) скорость распространения фронта воспламенения будет

$$\frac{dy^*}{d\tau} = \psi(t^*, \tau) = U.$$

В результате нагрева слоя до температуры воспламенения топлива и при наличии кислорода в продуктах горения запального топлива, в слое шихты начинается горение топлива, что в конечном итоге приводит к формированию зоны горения, которая, по мере выгорания топлива, будет опускаться вниз по слою шихты.

Зона охлаждения агломерата и нагрева воздуха (верхняя ступень теплообмена) формируется на верхней границе зоны горения. Ее особенностью является то, что в слое агломерата отсутствуют частицы топлива ($x = 0$) и, как следствие, исключено горение топлива ($R = 0$). Поэтому уравнения теплообмена для этой зоны аналогичны уравнениям (2.16) и (2.17). Изменения касаются только названий сред, участвующих в теплообмене: вместо шихты — готовый агломерат, вместо продуктов горения топлива — воздух. Для этой зоны может быть использована математическая модель теплообмена для перекрестного тока. При этом модель может быть упрощена благодаря тому, что поток газа находится в контакте с агломерируемой шихтой под углом 90° и поступает в слой шихты сверху.

Таким образом, процессы теплообмена в этой зоне описываются уравнениями:

$$c_B w_B \frac{\partial T_B}{\partial y} = \alpha_{va} (T_B - t_a);$$

$$\rho_a c_{ak} \frac{m_\phi \partial t_a}{\partial \tau} = \alpha_{va} (t_a - T_B);$$

$$c_{ак} = c_a + \frac{q_{хим}}{t^o - t'_a},$$

где c_b — теплоемкость воздуха, кДж/(м³ · К);

w_b — скорость воздуха в слое, м/с;

t_a — температура агломерата, °С;

T_b — температура воздуха, °С;

ρ_a — плотность агломерата, кг/м³;

$c_{ак}$ — кажущаяся теплоемкость агломерата, кДж/(м³ · К);

m_ϕ — постоянный коэффициент, зависящий от формы куска;

$\alpha_{ва}$ — объемный коэффициент теплоотдачи, отнесенный к единице объема слоя, Вт/(м³ · К), $\alpha_{ва} = f_a \alpha_a$.

Граничные условия принимают следующий вид:

- для поверхности слоя

$$y = 0, \quad T_b = T'_b;$$

- для верхней границы зоны горения

$$y \leq y^* - h_{з.г}, \quad t_a = t'_a.$$

Температурное поле в зоне горения описывается системой уравнений (2.14) и (2.15), граничные условия для которых представлены следующим образом:

$$y = y^* = \int_0^\tau U d\tau; \quad t_m = t_t = t_t^*; \quad T = T^*; \quad x = 1;$$

$$y = y^* = \int_0^\tau U d\tau; \quad t_m = t_m''; \quad T = T'_b; \quad x = 0,$$

где τ — время от начала процесса агломерации;

t_m'' — температура материала на выходе из зоны горения, °С;

T'_b — температура воздуха на входе в зону горения, °С.

Для этой зоны граничные условия дополняют уравнением, описывающим скорость изменения относительного диаметра частиц при ее горении.

Из теории горения частиц твердого топлива в слое агломерационной шихты известно кинетическое уравнение выгорания частицы топлива, которое имеет вид:

$$\frac{dx}{d\tau} = -k' \beta_{C/O_2} R \frac{O'_2 - bx \cdot 3}{1 + bx \cdot 3} (P_{cp}/T_{cp}), \quad (2.20)$$

где x — относительный размер частицы топлива, $x = d/d_0$;

$$k' = 2\rho_{O_2} T_0/d_0 c'_T \rho_T P_0.$$

Здесь ρ_{O_2} — плотность кислорода, г/см³; T_0 и P_0 — нормальные температуры и давление; d_0 — начальный диаметр частицы топлива, см; ρ_T — объемный вес топлива, г/см³;

β — стехиометрический фактор, С (углерод)/O₂ (кислород);

R — константа скорости горения, см/с;

O'_2 — начальная концентрация кислорода в дутье, доли ед.;

$$b = \mu G_T^0 c'_T U/w_b \beta \rho_{O_2}.$$

Здесь μ — коэффициент, учитывающий степень участия кислорода руды; c'_T — содержание углерода в топливе, доли ед.; U — скорость перемещения фронта горения, м/с; w_b — скорость фильтрации воздуха, м/с;

$$v = 1867 \frac{\psi}{\mu} \beta \rho_{O_2} - 1.$$

Здесь ψ — коэффициент, учитывающий разложение карбонатов флюса;

P_{cp} — среднее давление газа в зоне горения, н/м²;

T_{cp} — средняя температура в зоне горения, °К.

В ходе экспериментальных исследований было установлено, что скорость перемещения фронта горения не зависит от времени или положения по высоте слоя, т. е. $U = \text{const}$. После интегрирования уравнения (2.20) в пределах от $x = 1$ до $x = 0$ формула для расчета времени сгорания частиц топлива τ_0 приобретает вид:

$$\tau_0 = \frac{(1 + O'_2 \delta) a}{O'_2 \beta R k' \frac{P_{cp}}{T_{cp}}} [\varphi(a) + \psi(x)] + \frac{\delta}{\beta R k' \frac{P_{cp}}{T_{cp}}} (x - 1), \quad (2.21)$$

где

$$\begin{aligned} \varphi(a) &= \frac{1}{\sqrt{a}} \arctg \frac{2+a}{a\sqrt{3}} - \frac{1}{6} \ln[(a-1)^2/(a^2+a+1)]; \\ \psi(x) &= \frac{1}{6} \ln\{[(a-x)^2]/(a+ax+x^2)\} - \frac{1}{\sqrt{3}} \arctg \frac{2x+a}{a\sqrt{3}}. \end{aligned}$$

Время полного сгорания частицы топлива τ_o рассчитывается по уравнению (2.21) после подстановки в него значения $x = 0$

$$\tau_o = \frac{(1 + O'_2 \delta) a}{O'_2 \beta R k' \frac{P_{cp}}{T_{cp}}} [\varphi(a) - 0,304] + \frac{\delta}{\beta R k' \frac{P_{cp}}{T_{cp}}}. \quad (2.22)$$

В выражениях (2.20)–(2.22)

$$a^2 = \frac{O'_2 w \beta \rho_{O_2}}{\mu G_T^0 c'_T U}. \quad (2.23)$$

Выражения (2.21)–(2.23) следует рассматривать как дополнительные граничные условия, определяющие протяженность зоны горения и процессы теплообмена в ней.

Описанная математическая модель обычно используется для анализа основных теплофизических процессов в технологии производства агломерата: нагрева шихты, горения топлива и охлаждения агломерата. Результаты такого применения представлены в этой главе, в п. 2.1.4 и 2.1.5. При изучении отдельных процессов в технологии производства агломерата, для них разрабатываются соответствующие математические модели — модели сушки шихты, разложения карбонатов, развития процессов окисления и восстановления оксидов железа. Базой для этих моделей служат научные положения теории тепломассообмена для плотного слоя кусковых материалов. В качестве примера таких моделей ниже приведена математическая модель сушки шихты.

Влажность агломерационной шихты оценивается либо по относительной влажности как отношение массы влаги к массе всего материала $B_{ш}$, либо по влагосодержанию как отношение массы влаги к массе абсолютно сухого материала $B_{ш}^c$. В зависимости от содержания влаги, различают три состояния материала по отношению к окружающей среде: влажное, при котором материал отдает влагу среде; равновесное, при котором обмен влагой между материалом и средой отсутствует; гигроскопическое, которое характеризуется усвоением влаги из окружающей среды.

Исследование закономерностей сушки шихты в технологии агломерации железорудных материалов, связанных с удалением влаги перед спеканием шихты, направлено на установление рациональных значений основных технологических параметров для организации сушки шихты с учетом образования зоны переувлажнения. Научной

базой для исследования служит теория тепломассобмена в слое, применение которой к анализу обеспечивает поиск путей интенсификации процессов сушки шихты.

В технологии агломерации методом просасывания, при подаче в слой газа с температурой более высокой, чем в самом слое влажных материалов, происходит удаление влаги с поверхности частиц шихты. Благодаря высокой удельной поверхности компонентов шихты, этот процесс протекает весьма интенсивно и завершается на сравнительно небольшом участке высоты. В этой зоне к просасываемому газу добавляется значительное количество водяных паров, что резко увеличивает его объем и усложняет процесс сушки агломерационной шихты.

В процессе сушки агломерационной шихты испаряемая из нее влага переносится газом в нижерасположенные участки слоя, имеющие пониженную температуру, где происходит ее конденсация. Постепенное накопление в слое конденсата создает зону переувлажнения, тем самым усложняет процесс сушки, растягивая его по высоте слоя шихты и во времени.

Научную базу по исследованию зоны сушки составляет модель, созданная профессором Ф. Р. Шклярком, основу которой представляют следующие уравнения:

- нагрева и сушки шихты

$$\rho_{\text{ш}}(1 - \varepsilon)c_{\text{ш}}(dt/d\tau) = \{[\alpha_F f_m c_{\text{в.г}}(T - t)]/(1 - B_r)\} - r f_m \beta f(B_r);$$

- изменения влагосодержания dB_r/dy

$$\varepsilon G_{\text{с.г}}(dB_r/dy) = f_m \beta f(B_r)/\varepsilon G_{\text{с.г}};$$

- скорости сушки $dB_r/d\tau$:

$$-\rho_{\text{ш.к}}(1 - \varepsilon)(dB_r/d\tau) = f_m \beta f(B_r),$$

где $\rho_{\text{ш.к}}$ — кажущаяся плотность частиц шихты, кг/м³;

ε — порозность слоя, доли ед.;

$c_{\text{ш}}$ — теплоемкость влажной шихты, кДж/(кг·К);

τ — время, с;

α_F — коэффициент теплообмена, Вт/(м²·К);

f_m — удельная поверхность частиц материала слоя, м²/м³;

$c_{\text{в.г}}$ — теплоемкость влажного газа, кДж/(кг·К);

T, t — температуры газа и шихты, °С;

B_r — влагосодержание газа, кг/кг;

r — теплота испарения воды, кДж/кг;

$f(B_r) = (B_{r, \text{нас}} - B_r)/(1 - B_r)$. Здесь $B_{r, \text{нас}}$ — насыщенное влагосодержание газа, кг/кг;

$G_{с.г}$ — расход сухого газа, кг/(м²·с);

y — высота слоя, м;

β — коэффициент массообмена, кг/(м²·с·К).

Математическое моделирование процессов агломерации позволяет оценить не только образование зон агломерируемого слоя, но и проследить изменение их высоты в продольном сечении по длине машины, что иллюстрирует в упрощенном варианте рис. 2.5.

Приведенные выше уравнения были использованы сотрудниками НПВП «ТОРЭКС» для установления теплофизических закономерностей процесса сушки при агломерации. Результаты этой работы представлены в следующем разделе этой главы.

2.1.4. Теплофизика процессов основных зон по высоте агломерационного слоя

Главным и определяющим развитие всех процессов при агломерации является процесс горения топлива — кокса. К основному параметру, от которого зависит газодинамическая и тепломассообменная стороны процесса горения, является скорость фильтрации воздуха (газов) в слое $w_{г0}$, м/с. Чем ниже газопроницаемость шихты, тем больше затрачивается энергии для создания необходимой скорости фильтрации. При низких значениях $w_{г0}$, горение углерода топлива протекает вяло, выделяемая тепловая энергия не обеспечивает достижение высоких температур, в результате чего получают агломерат низкого качества из-за плохого спекания. При повышенных значениях $w_{г0}$ сокращается время термообработки шихты в условиях высоких температур, что не способствует завершению процессов спекания. Таким образом, для рациональных условий спекания агломерационной шихты существует вполне конкретное значение скорости фильтрации воздуха $w_{г0}$ на его входе в слой. Эту зависимость, как и другие, получили на основе обработки результатов математического моделирования процесса горения.

Так, для скорости фильтрации воздуха на входе в слой найдено

$$w_{го} = V_{сп}/69k^2,$$

где $V_{сп}$ — вертикальная скорость спекания, мм/мин; $V_{сп} = 1000 H_o/\tau_{сп}$.
Здесь H_o — высота слоя шихты, мм; $\tau_{сп}$ — время спекания, мин;
 $k = 0,574 \cdot 10^{-3} \cdot \Delta P/H_o$. Здесь ΔP — величина разрежения в коллекторе (под слоем), кПа; кг·с/м².

Вертикальная скорость спекания является одним из важнейших показателей технологии производства агломерата. Этот показатель связывает между собой физико-химическую сторону процесса агломерации и работу агломерационной машины. В условиях стационарности процесса агломерации, вертикальная скорость спекания $V_{сп}$, мм/мин, приближенно подчиняется следующему соотношению:

$$V_{сп} = [(H_o V_t)/L] \cdot 10^{-3},$$

где H_o — высота слоя шихты, м;
 V_t — скорость движения тележек, м/мин;
 L — длина машины, м.

Приближенность этого соотношения проявляется в том, что в нем учтена вся длина агломерационной машины вместо длины спекания. Эта разница составляет не более 10 %.

Связь удельного расхода сухого воздуха $V_{уд}^{св}$ со скоростью спекания $V_{сп}$ описывают с помощью следующей формулы, м³/кг:

$$V_{уд}^{св} = (60w_o)/(V_{сп}\rho_{нас}C_{ш} \cdot 10^3),$$

где w_o — скорость фильтрации, м/с;
 $\rho_{нас}$ — насыпная масса сухой шихты, кг/м³;
 $C_{ш}$ — содержание углерода в сухой шихте, кг/кг.

При математическом моделировании не удалось установить однозначной связи между $V_{уд}^{св}$ и $V_{сп}$. Она оказалась достаточно сложной, зависящей от высоты слоя, размера частиц топлива, содержания кислорода в газе на входе в зону спекания, содержания углерода в шихте и самого удельного расхода воздуха. Разнообразие зависимостей между этими характеристиками процесса спекания устанавливают в результате конкретного анализа при изменении параметров агломерационного процесса.

Математическое моделирование горения топлива позволило установить время горения частиц углерода (топлива) τ_c . При полном выгорании частицы топлива (степень выгорания $\phi = 1,0$), это время равно

$$\tau_c = 301,14 d^{1,212} / w_{\text{го}} \cdot O_2,$$

где d — размер частиц топлива, мм;

O_2 — содержание кислорода в воздухе, обеспечивающего горение топлива, %.

Установлены также связи между высотой слоя шихты $H_{\text{сл}}$, мм, и временем сгорания углерода топлива τ_c с высотой зоны горения $h_{\text{зг}}$, мм, и временем спекания $\tau_{\text{сп}}$, мин,

$$(H_{\text{о}} \tau_c / h_{\text{зг}} \tau_{\text{сп}}) = 1,0.$$

Это соотношение показывает, насколько время горения частиц углерода (топлива) меньше времени спекания, а также во сколько раз высота зоны горения меньше высоты слоя шихты.

В реальных условиях процесса агломерации, на время горения частиц углерода оказывают влияние и такие факторы, как относительный объем пустот для прохода газа — порозность слоя ϵ , диссоциация известняка, окислительно-восстановительные процессы. Но основными, определяющими размеры зоны горения остаются размер частиц топлива d , скорость фильтрации воздуха $w_{\text{го}}$ и содержание в нем кислорода O_2 . Для определения высоты зоны горения получена формула

$$h_{\text{зг}} = V_{\text{сп}} \tau_c = 301,14 V_{\text{сп}} d^{1,212} / w_{\text{го}} O_2.$$

Изменение высоты зоны горения в зависимости от факторов, определяющих ее размер, представлено на рис. 2.7. Оптимизация высоты зоны горения связана как с составом шихты, так и с температурно-временными условиями спекания.

Большое значение расчетной величины зоны горения ($h_{\text{зг}} > 60$ мм) указывает на перерасход топлива и на значительные размеры его отдельных частиц. Если же расчет показывает значение $h_{\text{зг}} < 25$ мм, то это свидетельствует о недостатке топлива, состоящего из мелких частиц.

В температурном диапазоне процесса спекания дополнительно выделяют зону плавления и зону кристаллизации. Зона плавления охватывает объем, включающий зону горения и часть объема за ее пределами в верхней ступени теплообмена. Первые порции расплава появляются

ся при достижении рудными компонентами шихты температуры начала плавления. Поскольку в этой зоне нагрев шихты от температуры воспламенения до температуры t_{\max} происходит с высокой скоростью (более $500\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{мин}$), в этом диапазоне температур количество расплава увеличивается. При этом поглощается значительное количество тепла — $630\text{ кДж}/\text{кг}$ расплава.

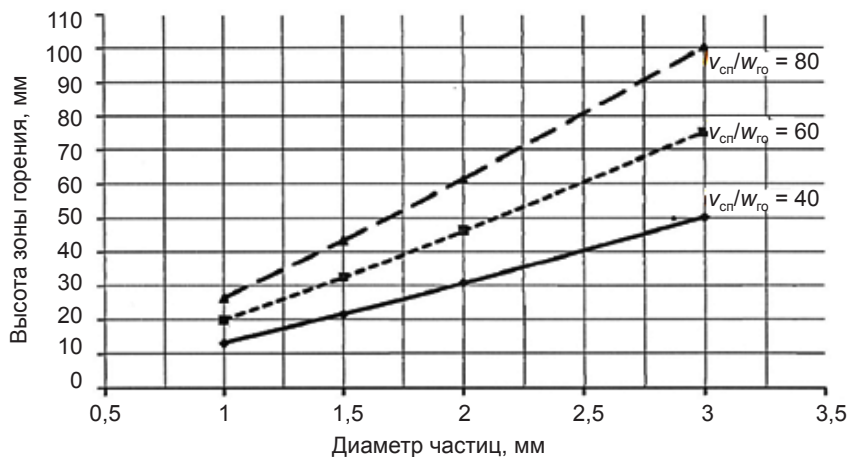


Рис. 2.7. Зависимость общей высоты зоны горения от среднего размера частиц углерода и отношения $V_{\text{сн}}/w_{\text{го}}$ при $O_2 = 0,21$

На восстановление оксидов железа также расходуется тепловая энергия. Если учесть, что при горении топлива выделяется всего $1000\text{ кДж}/\text{кг}$ сухой шихты, то для того чтобы обеспечить устойчивость процесса нагрева шихты до температуры плавления, а также процессов плавления шихты и перегрева расплава, необходимо в зону плавления подвести дополнительное тепло. Это тепло вносится в зону горения подогретым воздухом, поступающим с верхних горизонтов слоя. Его подогрев осуществляется при прохождении через слой горячего агломерата. В процессе спекания зона горения движется вниз, что приводит к увеличению массы готового агломерата и количества тепла, аккумулированного в нем. Кроме того, в объемах слоя, расположенных выше верхней границы зоны горения, формируется область, в которой при наличии кислорода в воздухе развиваются процессы окисления восстановленных в зоне горения оксидов железа. Такие процессы протекают с выделением тепла. Часть этого тепла расходуется на нагрев воздуха, что способствует подъему его температуры, а часть —

остается в агломерате, затормаживая процесс охлаждения агломерата в верхней ступени теплообмена. Некоторую часть тепла нагреваемому воздуху возвращает расплав в результате кристаллизации. Таким образом, поступающий в зону горения воздух нагревается до высоких температур за счет тепла горячего агломерата и тепла, выделяемого при протекании процессов окисления оксидов железа и кристаллизации.

Роль расплава в процессе спекания велика. Он обеспечивает образование контактов между разрозненными частицами шихты, смачивая их и заполняя микропоры и микротрещины. Чем выше гомогенность расплава и меньше его вязкость, тем активнее протекает процесс спекания частиц, тем больше гарантия формирования лучших металлургических свойств агломерата. Источниками расплава являются пустая порода шихты и частично рудные составляющие — оксиды железа в виде гематита и магнетита. Количество же расплава зависит от химического и минералогического составов шихты и температурно-временных условий спекания.

По мере перемещения вниз верхней границы зоны горения, температура в прилегающих к ней объемах шихты снижается, что приводит к появлению первых кристаллов и формированию зоны кристаллизации, расположенной над зоной плавления.

Обе зоны, точнее, температуры в них, а также скорости нагрева и плавления шихты в зоне плавления, скорости охлаждения агломерата в зоне кристаллизации определяют качественные характеристики агломерата. Недостаток расплава, как и высокие скорости охлаждения, существенно снижают механическую прочность готового спека.

Максимальная эффективность агломерационного процесса в пределе устанавливается, когда достигается равенство скоростей перемещения по высоте слоя фронта теплопередачи, характерной особенностью которого является максимальная температура, и фронта горения, который располагается на горизонте слоя шихты с температурой 700 °С и выше. Фронт теплопередачи формируется за счет нагрева воздуха в верхней ступени теплообмена при охлаждении агломерата. В этой области слоя шихты (над зоной горения) существуют дополнительные внутренние источники тепла, обусловленные окислением агломерата (спека) и кристаллизацией расплава. Мощность этих источников тепла такова, что, в зависимости от содержания FeO_{max} и количества расплава, они могут разогреть спек на 500 °С и выше.

Фронт горения формируется на базе физико-химических процессов горения углерода топлива, при этом на параметры его развития оказывает влияние полидисперсность и сегрегация топливной составляющей шихты, содержание кислорода в воздухе, поступающего в зону горения, изменение теплового эффекта горения углерода при неполном его горении Q_c . Выделение тепловой энергии в этих условиях оценивается по следующему соотношению:

$$Q_c = (34280n_{ст} + 10270)/(n_{ст} + 1) \text{ кДж/кг } C_{ш}.$$

Если иметь в виду, что показатели, характеризующие полноту горения углерода в зоне горения, улучшаются, о чем свидетельствует рост стехиометрического коэффициента $n_{ст}$ во времени, то, как следствие, растет и эффективность выделения тепловой энергии в зоне горения. Однако количество тепловой энергии, выделяемое в результате горения углерода, будет уменьшаться в связи с выгоранием углерода $C_{ш}$. Таким образом, удельный тепловой эффект в зоне горения $Q_{уд}$, кДж/кг шихты,

$$Q_{уд} = Q_c C_{ш}.$$

В идеальных условиях противоположное влияние факторов $n_{ст}$ и $C_{ш}$ на процесс горения способно обеспечить постоянство удельного теплового эффекта во времени. В реальных же условиях такой тепловой режим практически не достижим из-за сложности согласования между собой обычно постоянной скорости движения тележек и переменной скорости перемещения границы зон нагрева и горения, связанной с различием таких характеристик слоя по его высоте, как насыпная масса шихты $\rho_{нас}$, содержание углерода в шихте $C_{ш}$, скорость фильтрации $w_{го}$. О существенных отклонениях параметров процесса агломерации от среднего значения указывают данные рис. 2.8. Следует отметить, что представленная на этом рисунке информация не является обобщением производственных показателей работы нескольких агломерационных машин, работающих в различных условиях. При расчете процессов спекания, в каждом конкретном случае следует учитывать специфику конструкции и технологию работы агломерационной машины.

Среди многообразия теплофизических и физико-химических процессов, характерных для технологии агломерации железорудных материалов, выделяют также процесс сушки шихты, который является

одним из важнейших составляющих технологии. Смешанная, увлажненная и окомкованная агломерационная шихта требует подготовки для улучшения ее газопроницаемости. Подготовка, как правило, связана с подогревом шихты, для чего используют горячий возврат, пар или продукты горения, температура которых не превышает $500\text{ }^{\circ}\text{C}$. Неорганизованные значительные выбросы загрязненного газа, свойственные этим способам, ухудшают условия труда обслуживающего персонала и работу оборудования. Поискам экономически выгодного и экологически более совершенного способа подогрева агломерационной шихты уделяется большое внимание.

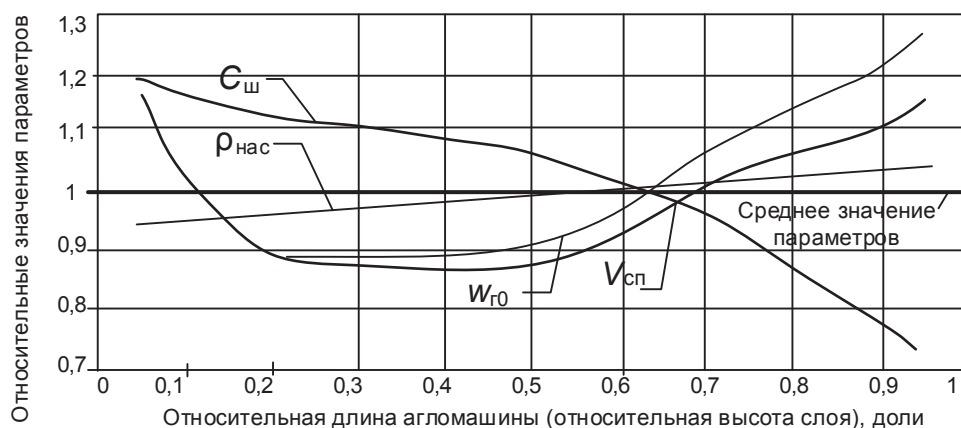


Рис. 2.8. Распределение содержания углерода в шихте $C_{\text{ш}}$, насыпной массы $\rho_{\text{нас}}$, скорости фильтрации $w_{\text{г0}}$ и вертикальной скорости спекания $V_{\text{сп}}$ по длине агломерационной машины

В одном из вариантов подогрева шихты перед спеканием используют первые секции зажигательного горна. Эта часть агломерационной машины выделена в зону предварительного нагрева. В ней увлажненная шихта подвергается высокотемпературной обработке продуктами горения, что обеспечивает интенсивный процесс сушки, в результате чего под поверхностью слоя образуется зона сушки высотой 10–15 мм. В образованной зоне сушки происходит охлаждение газа, тепловая энергия которого расходуется на испарение влаги компонентов шихты. Одновременно с этим газ насыщается водяными парами. Представление об изменении параметров шихты и газа при его движении через зону сушки дает рис. 2.9.

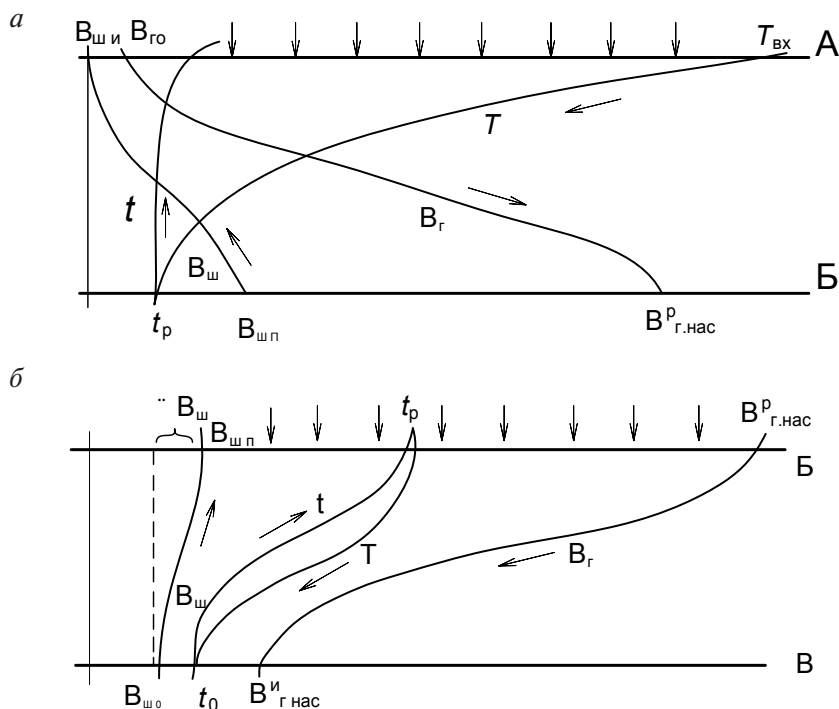


Рис. 2.9. Изменение температуры T и влагосодержания газа B_g , температуры t и влагосодержания шихты $B_{ш}$ при движении газа через зону сушки (а) и переувлажнения (конденсации) (б)

Прежде всего следует отметить, что в границах зоны сушки, благодаря хорошему контакту газа с компонентами шихты, имеющими значительную удельную поверхность, процессы удаления влаги из шихты и насыщения газа влагой протекают весьма интенсивно, на что указывают высокие скорости изменения температур и влажности газа (рис. 2.9, а). Поэтому на выходе из зоны температура газа T и шихты t становится равной температуре насыщения t_p («точке росы»), а влагосодержание газа соответствует насыщенному состоянию при равновесной температуре испарения влаги $B_{г.нас}^p$.

Прилегающие к верхней границе зоны сушки объемы шихты относительно быстро теряют влагу из-за высокой разности температур газа и шихты. Поскольку на испарение 1 кг влаги затрачивается 2500 кДж, температура шихты в пределах зоны сушки меняется незначительно. На нижней границе она соответствует равновесной температуре испарения, а влагосодержание либо равно исходной величине $B_{ш.о}$, если

спекается подогретая шихта, либо увеличивается до $V_{ш.п}$ на величину переувлажнения $V_{ш.к}$, за счет конденсации водяного пара при контакте с холодной шихтой, т. е. $V_{ш.п} = V_{ш.о} + V_{ш.к}$.

Насыщенный влагой газ из зоны сушки с температурой t_p поступает в нижерасположенные слои шихты (рис. 2.9, б), в которых часть влаги из-за перенасыщения не может оставаться в парообразном состоянии и конденсируется. При этом влажность шихты становится избыточной по отношению к влажности исходной шихты на величину $V_{ш.к}$, которая, в результате конденсации паров воды, по ходу движения газа будет уменьшаться. Процесс переувлажнения шихты создает в зоне переувлажнения слой высотой 40–50 мм, в котором происходит охлаждение газа от t_p до $T = t_o$ и соответствующее снижение его влагосодержания от $V_{г.нас}^p$ до $V_{г.нас}^и$. Шихта при этом охлаждается от t_p до t_o с одновременным снижением влажности с $V_{ш.п}$ до $V_{ш.о}$. При конденсации водяных паров, мелкие каналы в шихте частично заполняются влагой, происходит «запирание слоя», что вызывает увеличение газодинамического сопротивления слоя шихты в целом.

Эта общая картина дополняется более подробным анализом, построенным на использовании результатов математического моделирования. Физический эксперимент на агломерационных чашах, сопоставление тепловых балансов не позволяют раскрыть особенности такого сложного процесса, как сушка агломерационной шихты. Только с помощью математической модели удастся установить теплофизические закономерности и взаимосвязи, описывающие явления тепло-массообмена в слое шихты с учетом кинетики всех основных физических и химических процессов.

Математическая модель, представленная системой уравнений (2.8)–(2.10) была использована для установления общих закономерностей процесса сушки и переувлажнения в агломерируемом слое. Первоначально было установлено влияние начальной температуры шихты $t'_{ш}$ при влажности шихты, равной 6,4 %, на сухую массу и скорости фильтрации 0,25 м/с. Результаты моделирования приведены на рис. 2.10 для двух значений начальных температур шихты — 25 и 65 °С. При $t'_{ш} = 25$ °С (рис. 2.10, а) процесс переувлажнения шихты, обязанный конденсации паров воды, которая содержится в поступающем сверху потоке газа, распространяется практически на все горизонты слоя, после чего устанавливается равновесное состояние. Уровень равновесной влажности, при которой выравниваются температуры шихты и газа, оказы-

вается ниже максимума переувлажнения и практически не изменяется во времени до наступления основного периода сушки. При начальной температуре шихты, равной 65°C (рис. 2.10, б), переувлажнение практически отсутствует. В слое шихты сразу же, с начала прососа газа, из-за отсутствия зоны переувлажнения формируются основные зоны, характерные для процессов образования агломерата (рис. 2.10, б).

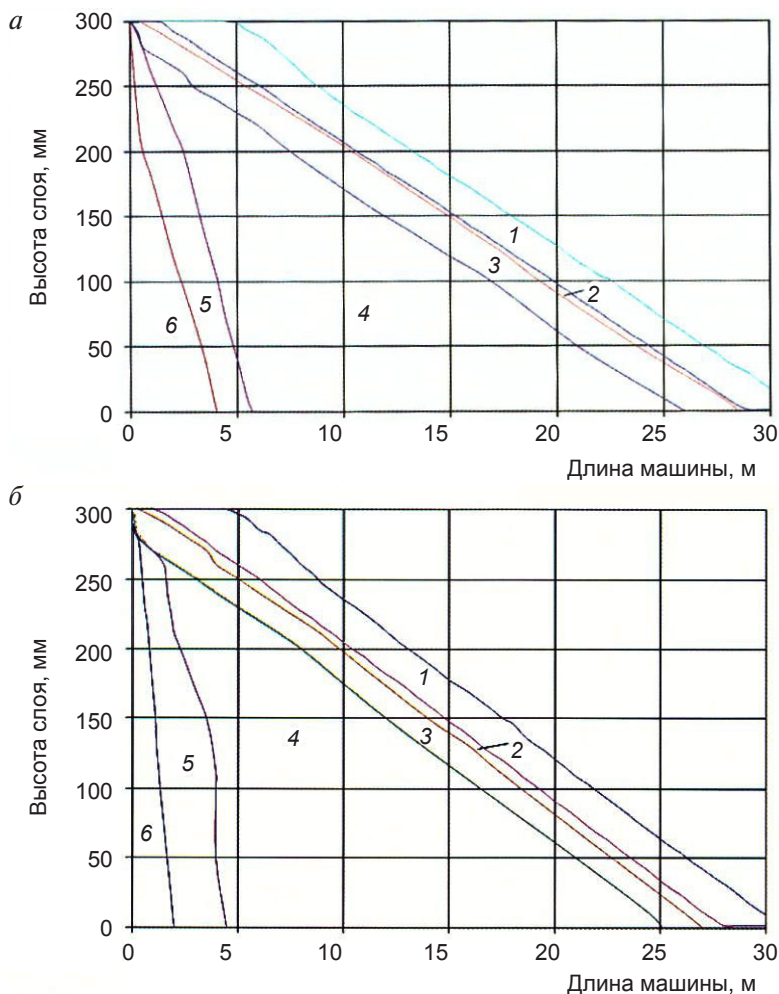


Рис. 2.10. Расположение границ основных зон в агглюслое при начальной температуре шихты $t'_{\text{ш}} = 25^\circ\text{C}$ (а) и при $t'_{\text{ш}} = 65^\circ\text{C}$ (б): 1 — горение топлива; 2 — нагрев шихты; 3 — сушка шихты; 4 — равновесная влажность шихты; 5 — конденсация (для а) и первичная подсушка (для б); 6 — исходная шихта

Таким образом, начальные температуры шихты не только оказывают влияние на развитие процесса сушки в начальный период. Это влияние распространяется до завершения процесса сушки по всей высоте агломерационного слоя. Следует подчеркнуть, что традиционно выделяемая зона переувлажнения для конкретной шихты образуется только при определенных условиях, а именно: при низких начальных температурах шихты $t'_{\text{ш}}$. При высоких значениях $t'_{\text{ш}}$, равновесная влажность всегда становится ниже исходной влажности шихты.

На формирование зон в агломерационном слое, в т. ч. и зоны сушки, существенное влияние оказывают скорость фильтрации газа и удельная поверхность компонентов шихты.

Моделирование тепломассообменных явлений процесса агломерации в пределах длины горна при скоростях фильтрации 0,2 и 0,3 м/с, начальной температуре шихты $t'_{\text{ш}} = 45^\circ\text{C}$ и ее влажности $B_{\text{ш.о}} = 6,4 \text{ кг/кг}\cdot\text{сухой шихты}$ для частиц шихты, имеющих размер 2,5 мм, показало картину, представленную на рис. 2.11. Анализ этой информации показывает наличие двух принципиально отличающихся участков развития агломерационного процесса. Первый участок по длине машины 0–3 м отражает переходный режим, при котором формируются зоны горения, нагрева и сушки, а второй — стационарный (установившийся) режим, для которого характерны относительно стабильное положение указанных зон, а также постоянная по высоте слоя (и длине машины) скорость спекания.

Процесс формирования зон горения и сушки существенно меняется в зависимости от удельной поверхности (крупности) компонентов шихты. Результаты моделирования тепловых и массообменных процессов для мелкой ($d_{\text{ш}} = 1,5 \text{ мм}$) и крупной ($d_{\text{ш}} = 5,5 \text{ мм}$) шихты при одинаковой скорости фильтрации и прочих равных условиях представлены на рис. 2.12.

Из анализа данных рис. 2.12 следует, что при большой удельной поверхности шихты ($d_{\text{ш}} = 1,5 \text{ мм}$), зона сушки формируется на длине машины 1,5–2,0 м толщиной около 8 мм и перемещается вниз по слою с постоянной скоростью. При уменьшении удельной поверхности шихты в 3,7 раза ($d_{\text{ш}} = 5,5 \text{ мм}$), размер сушки существенно увеличивается — почти в 3 раза, при этом постоянство скорости перемещения зоны сушки по высоте слоя сохраняется только для верхней границы этой зоны.

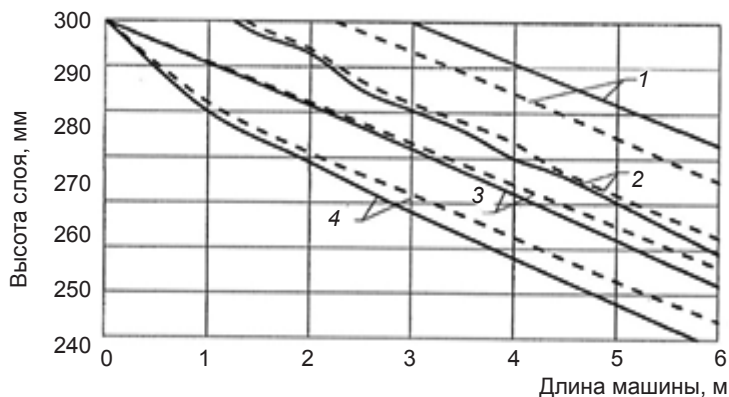


Рис. 2.11. Формирование зон горения и сушки в агломерируемом слое при скорости фильтрации 0,2 м/с (сплошные линии) и при 0,3 м/с (штриховые линии):

1 — верхняя и 2 — нижняя границы зоны горения; 3 — верхняя и 4 — нижняя границы зоны сушки

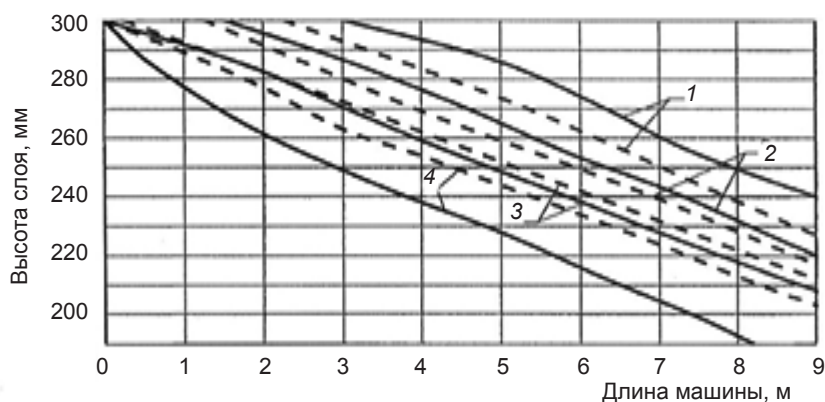


Рис. 2.12. Формирование зон в агглюломе: при мелкой фракции ($d_{ш} = 1,5$ мм, штриховые линии) и при крупной фракции ($d_{ш} = 5,5$ мм, сплошные линии):

1 — верхняя и 2 — нижняя границы зоны горения; 3 — верхняя и 4 — нижняя границы зоны сушки

Важнейшим параметром, определяющим удаление влаги из шихты при установившемся режиме агломерационного процесса, является температура газа на входе в зону сушки T'_c . Эта температура зависит от многих параметров, среди которых: скорость фильтрации теплоносителя, начальная влажность шихты, начальная температура шихты, диаметр частиц шихты и удельная поверхность слоя. С помощью математического моделирования были установлены связи между T'_c и перечисленными параметрами, представленные на рис. 2.13.

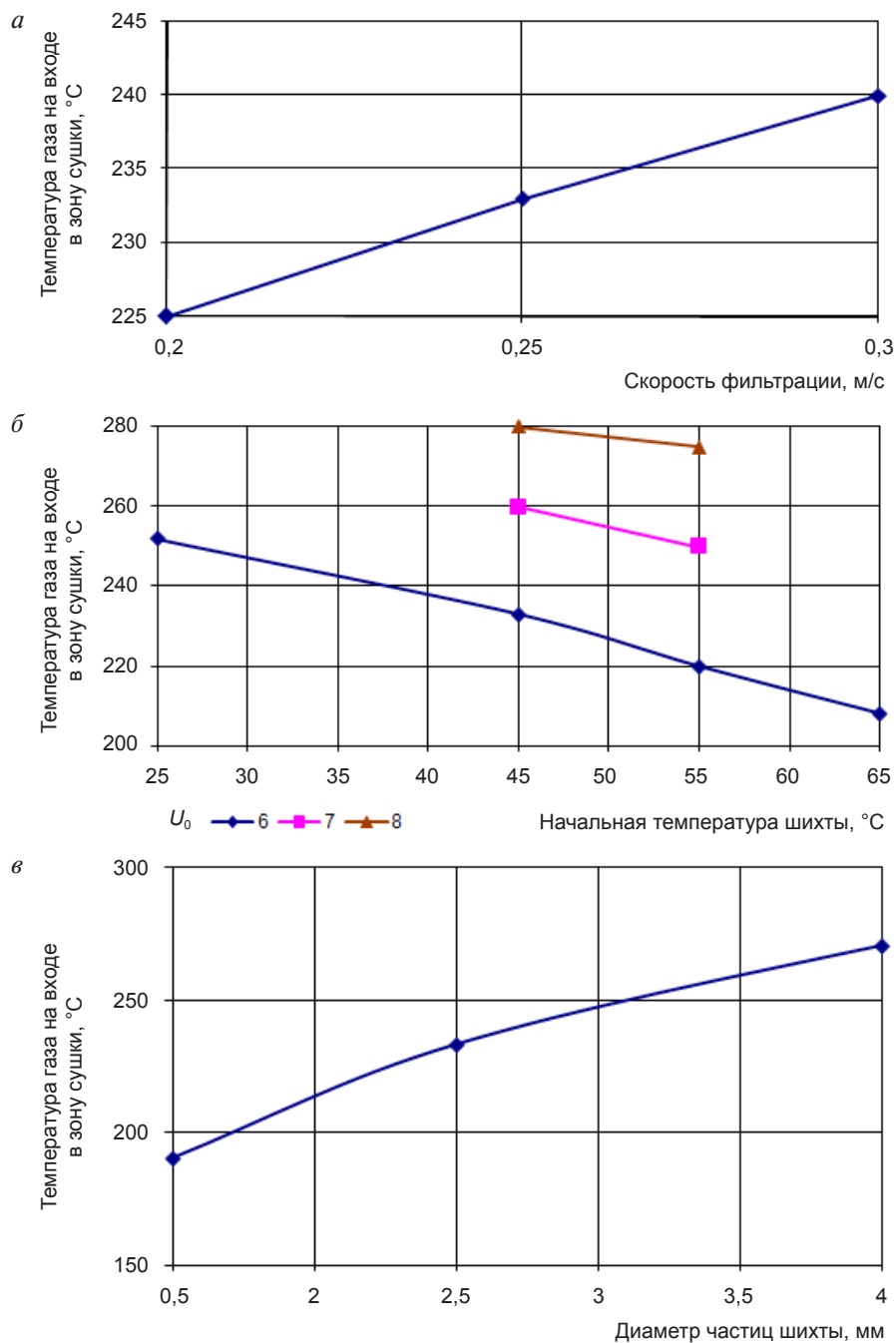


Рис. 2.13. Зависимость температуры газа на входе в зону сушки T'_c от скорости фильтрации теплоносителя w_r (а), начальной влажности шихты $B_{ш0}$ и начальной температуры шихты $t'_{ш}$ (б), диаметра частиц шихты $d_{ш}$ (в)

Так, при увеличении скорости фильтрации на 0,1 м/с, незначительный рост температуры газа на входе в зону сушки составляет всего 15 °С (см. рис. 2.13, а), а при повышении начальной температуры шихты от 25 до 65 °С, происходит снижение T'_c примерно на 50 °С (рис. 2.13, б). На такую же величину повышается температура T'_c при увеличении влажности шихты от 6,4 до 8,7 %. Значительно, на 80 °С (рис. 2.13, в), повышается T'_c при увеличении диаметра частиц шихты, что эквивалентно уменьшению удельной поверхности слоя (от 2600 до 975 м²/м³).

Как следует из анализа данных рис. 2.13, температура газа на входе в зону сушки находится в пределах 200–300 °С. Отклонение от этих значений на 50–80 °С следует считать весьма существенным из-за того, что они, как правило, связаны с изменением условий теплообмена в слое агломерационной шихты.

Внутренние связи между равновесной влажностью шихты в слое и начальным состоянием шихты по температуре и влажности для условий основного периода агломерации, полученные в результате моделирования, представлены на рис. 2.14.

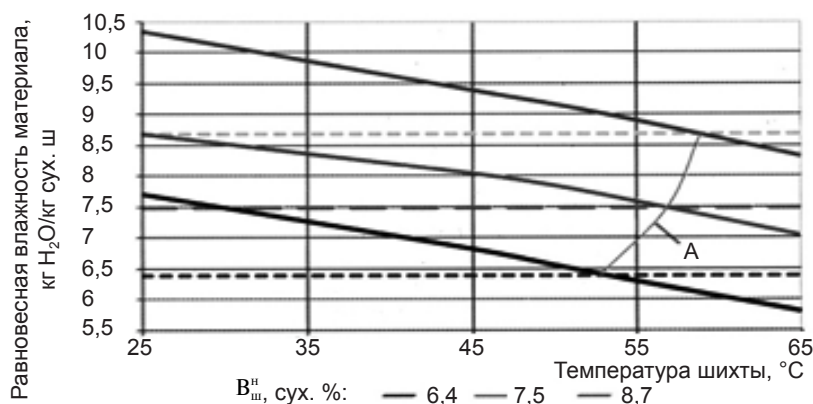


Рис. 2.14. Зависимость равновесной влажности в слое шихты B_p от начальных значений температуры и влажности шихты:

линия А — $B_p = B_{ш}^н$

Анализ этих зависимостей указывает на то, что при $t'_{ш} < 53...59$ °С равновесная влажность превышает начальную влажность, т. е. развиваются процессы переувлажнения шихты. На развитие данных процессов оказывает влияние уровень начальной влажности. Так для шихты, у которой значения начальной влажности ($B_{ш}^н = 8,7\%$) и влагоемкости (также 8,7 %) совпадают, а начальная температура шихты $t'_{ш}$ ниже

58 °С, развивается процесс конденсация влаги, что неизбежно приводит к появлению свободной влаги, которая под действием сил тяжести перемещается вниз по слою. Если же, при меньшей начальной влажности шихты, поры и поверхность частиц шихты впитывают практически весь конденсат, то свободная влага не образуется.

Анализ формирования зоны сушки показал, что основной объем слоя шихты на всем протяжении процесса агломерации занимает шихта с равновесной влажностью. В этой зоне влажность шихты в зависимости от температуры загружаемой шихты может быть выше или ниже начальной влажности шихты. Уровень равновесной влажности шихты линейно связан с температурой газа на входе в зону сушки и незначительно зависит от скорости фильтрации. При повышении температуры загружаемой шихты, например с 25 по 65 °С, зона переувлажнения постепенно уменьшает объем и в итоге исчезает. При повышенных температурах загружаемой шихты, величина равновесной влажности обычно становится ниже влажности шихты при ее загрузке на агломерационную машину. Для нормальной организации процесса сушки шихты температура газа на входе в эту зону должна находиться в пределах 200–300 °С.

Из-за различия химического и гранулометрического состава агломерационной шихты и, как следствие, различия ее теплофизических характеристик, для определения и совершенствования тепловых режимов сушки используют математическое моделирование и коррекцию полученных результатов в ходе промышленного освоения технологии сушки.

2.1.5. Пути совершенствования технологии агломерационного производства

В настоящее время эксплуатация современных агломерационных машин характеризуется высокой удельной производительностью (до 2,5 т/(м²·ч)) и относительно простой схемой распределения и движения потоков газа. Однако значительный удельный расход энергоносителей (до 700 МДж/т) и выход годного для доменной плавки агломерата, ограниченного 70 %, ставит перед металлургами и теплотехниками новые задачи по совершенствованию технико-экономических и экологических показателей производства агломерата.

В Российской Федерации эта деятельность осуществляется в направлениях:

- повышения качества агломерата с учетом его химического состава по FeO , C , состава флюсующих добавок (основности), а также с учетом других требований заказчика — потребителя продукции;
- освоения новых типов оборудования — высокоскоростных смесителей, загрузочных устройств, высоконапорных эксгаустеров и др.;
- освоения технологии двухстадийного окомкования, требующего более тщательной подготовки шихты;
- внедрения и совершенствования технологий комбинированного нагрева шихты и спекания ее в высоком слое;
- освоения технологий спекания при двухслойной загрузке шихты и высоком ее слое;
- полного использования тепла технологических газов и теплоты горячего агломерата;
- снижения вредных выбросов в атмосферу.

Для реализации этих направлений на агломерационных фабриках страны используется опыт и научные достижения исследовательских институтов и научно-производственных фирм в нашей стране и за рубежом.

Общее представление о влиянии основных технологических и теплотехнических факторов на расход топлива при агломерации можно получить по данным Ю. А. Фролова, представленным в табл. 2.10. Эти данные могут быть использованы для прогнозных и предпроектных оценок при выборе того или иного направления при реконструкции существующих или создании новых агломерационных машин.

Переход на работу по новым технологиям потребует и совершенствования оборудования агломерационных машин. В частности, это относится к значительному улучшению качества продольных уплотнений для снижения подсосов воздуха, к снижению влажности шихты, в т. ч. за счет ее подогрева до температур $60\text{--}70\text{ }^{\circ}\text{C}$. Определяющей в этой работе станет исследование и оптимизация тепловых схем агломерационных машин.

Существующие системы подготовки шихты и ее загрузки на тележки машины не обеспечивают требуемого распределения температур по высоте слоя и, как следствие, показателей качества агломерата. Действительно, при равномерном распределении топлива по всей

высоте слоя шихты, обычное зажигание и горение топлива в слое формируют температурное поле по высоте слоя, которое схематично показано на рис. 2.15 (линия *AB*). Если агломерат нормального качества получается при температуре t_a , то выше этого горизонта из-за недостаточных температур формируется агломерат низкого качества, а ниже, наоборот, происходит лишнее оплавление материала при спекании агломерационной шихты.

Таблица 2.10

Влияние основных факторов на расход топлива при производстве агломерата

| Факторы | Величина фактора | Расход топлива: рост (+), экономия (–) | |
|---|------------------|---|-----------------|
| | | кг/т агломерата | % |
| Зола топлива, % | +1 | – | +1,40 |
| Летучие вещества топлива, % | +1 | – | +0,35 |
| Фракция < 3 мм в топливе, % | +1 | – | +0,55 |
| Фракция < 0,5 мм в топливе, % | +1 | – | +0,34 |
| Возврат, кг/т агломерата | +10 | +0,20 | – |
| Известняк*, кг/т агломерата | +10 | +0,50 | – |
| Доломит*, кг/т агломерата | +10 | +0,30 | – |
| Известь как заменитель известняка**, кг/т агломерата | +10 | –0,72/0,82 | – |
| Серпентин и дунит как заменители доломита*, кг/т агломерата | +10 | –0,50 | – |
| Колошниковая пыль, кг/т агломерата | +10 | –1,00 | – |
| Окалина, кг/т агломерата | +10 | –1,00 | – |
| Внешняя влага шихты, кг/т агломерата | +10 | –1,00 | – |
| Кристаллохимическая влага шихты, кг/т агл. | +10 | –1,50 | – (3,0; 1,3) |
| Высота слоя шихты***, мм | +100 | –0,40 | – |
| Начальная температура шихты, °С | +10 | +0,15 | – |
| Заданная максим. температура в слое, °С | +10 | +0,30 | – |
| Количество расплава, кг/т агломерата | +10 | – | До –6,0 |
| Оптимизация распределения топлива по высоте слоя | – | – | –20 (газа) |
| Горячий воздух с охладителя агломерата, °С | +300 | – | – |

Примечание. Дополнительные условия обозначены звездочками: * — при одинаковой температуре плавления шихты; ** — числитель без учета, знаменатель с учетом снижения выхода возврата; *** — 3 % относится к повышению слоя от 220 до 330 мм, 1,3 % — к повышению от 440 до 555 мм.

Наиболее доступным средством выравнивания температур по высоте агломерируемого слоя является комбинированный нагрев шихты, реализация которого связана с дополнительным подводом тепловой энергии в верхнюю часть слоя.

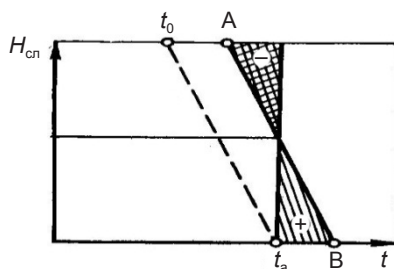


Рис. 2.15. Схема распределения максимальных температур по высоте агломерируемого слоя (t_a — условная температура формирования агломерата)

Сущность данного способа заключается в том, что содержание углерода в шихте снижают до значения, при котором возможно достичь в нижней части слоя технологически заданной температуры. Недостающее при этом количество тепла в верхней части слоя, соответствующее разности $t_a - t_{\text{ш}}$, вводят за счет просасывания через слой в течение определенного времени продуктов горения, которые образуются при сжигании дополнительного топлива в удлиненном зажигательном горне. Это же количество тепла может быть введено горячими агломерационными газами, отобранными в других частях агломерационной машины и переданными для просасывания за пределами зажигательного горна.

Комбинируя подачу горячих газов в слой и количество в нем твердого топлива при двухслойной загрузке шихты, можно получить равномерное распределение температур по высоте слоя. При использовании комбинированного нагрева шихты, на агломерационных фабриках достигается существенная экономия коксика (до 20–30 %), тепла от горения топлива (5–10 %), повышается качество агломерата. За счет увеличения выхода годного продукта удается сохранить производительность агломерационных машин, несмотря на некоторое снижение вертикальной скорости спекания. При комбинированном нагреве шихты, абсолютное снижение расхода топлива обеспечивается за счет более полного сжигания топлива в горне в сравнении с сжиганием твердого топлива в слое шихты. При использовании горячих газов в этой техно-

логии, экономию топлива получают в результате более полного усвоения агломерируемой шихтой физического тепла продуктов горения. Количество этого физического тепла практически равно теплотворной способности замененной части твердого топлива в шихте.

Применение комбинированного нагрева для высокого слоя шихты также целесообразно. Как показали исследования Ю. А. Фролова, тепловой КПД верхней ступени теплообмена и зоны горения для слоя высотой 550 мм на 17,1 % выше, чем для слоя высотой 220 мм. Экономичный режим комбинированного нагрева шихты способен обеспечить реальную степень использования тепла аглоспека в технологических целях на уровне 30–40 %.

К утилизации вторичных энергетических ресурсов, возникающих в технологиях производства агломерата, следует подходить комплексно, анализируя различные варианты тепловых схем агломерационных машин. К настоящему времени все существующие схемы могут быть сведены к трем основным вариантам:

- с утилизацией тепла горячего воздуха в зонах стабилизации и спекания агломерационного процесса при охлаждении агломерата на ленточном охладителе;
- с утилизацией тепла агломерационных газов в технологических зонах — зажигания, стабилизации и спекания, при охлаждении агломерата на ленточном охладителе;
- с утилизацией тепла агломерационных газов в технологических зонах — стабилизации и спекания и горячего воздуха при охлаждении агломерата в отдельно стоящем охладителе в зоне зажигания и для выработки тепловой или электрической энергии.

Примером комплексного анализа тепловых схем агломерационных машин, работающих по технологии высокого слоя, могут служить результаты исследований, выполненные НПВП «ТОРЭКС» (г. Екатеринбург) (см. Теплотехнические методы анализа агломерационного процесса / под ред. Ю.Г. Ярошенко. Екатеринбург : УГТУ–УПИ, 2009). При этом за сравнительную базу приняты показатели работы агломерационной фабрики № 3 ОАО «Северсталь» как наиболее передовой среди агломерационных фабрик России. В расчетах принят средний диаметр частиц шихты равным 4,5 мм, что может быть обеспечено организацией окомкования шихты по двухстадийной схеме. Результаты расчета и другие исходные данные представлены в табл. 2.11 и иллюстрированы на рис. 2.16–2.18. В расчетах также принято, что в резуль-

Продолжение табл. 2.11

| Показатели | | База | Варианты | | |
|---|-------------------------------|-----------------------|------------|------------|------------------------|
| | | | 1 | 2 | 3 |
| Коллектор 1 | Число камер | 26 | 6 | 6 | 6 |
| | $w_{го}$ на входе в слой, м/с | 0,234 | 0,263 | 0,263 | 0,263 |
| | Разрежение, Па | 1212 | 1000 | 1000 | 1000 |
| Коллектор 2 | Число камер | — | 15 | 8 | 10 |
| | $w_{го}$ на входе в слой, м/с | — | 0,355 | 0,34 | 0,34 |
| | Разрежение, Па | — | 1600 | 1500 | 1500 |
| Коллектор 3 | Число камер | — | — | 7 | 5 |
| | $w_{го}$ на входе в слой, м/с | — | — | 0,33 | 0,32 |
| | Разрежение, Па | — | — | 1400 | 1200 |
| Средняя скорость фильтрации, м/с | | — | 0,330 | 0,315 | 0,300 |
| Средняя скорость спекания, мм/мин | | 15,12 | 29,0 | 27,8 | 26,4 |
| Расход углерода G_c , кг/ч | | 25 114 | 27 600 | 31 900 | 29 400 |
| Расход воздуха V_v , м ³ /ч | | 262 830 | 372 760 | 356 930 | 340 200 |
| Отношение V_v/G_c , м ³ /кг | | 10,46 | 13,5 | 11,2 | 11,6 |
| Стехиометрический коэффициент $n_{ст} = \frac{CO_2}{CO}$ | | 1,03 | 2,22 | 1,265 | 1,40 |
| Теплота сгорания углерода Q_n^p , МДж/кг | | 22,49 | 28,31 | 23,72 | 24,31 |
| Удельный расход воздуха, м ³ /м ³ шихты | | 929 | 680 | 681 | 680 |
| Удельный выброс CO в атмосферу, кг/т агломерата | | 27,07 | 9,47 | 5,5 | 7,5 |
| Удельный расход электроэнергии ТДУ, кВт ч/т агломерата | | 11,2 | 9,31 | — | 9,0 |
| Удельная производительность, т агломерата/м ² ·ч | | 1,21 | 2,37 | 2,27 | 2,16 |
| Среднемассовая температура спека в конце зоны, °С | | ~750 | ~1000 | ~800 | ~800 |
| Зона охлаждения | | | | | |
| Показатели | | Местоположение зоны | | | |
| | | Охла-дитель линей-ный | На машине | | Охла-дитель коль-цевой |
| | | | Вари-ант 1 | Вари-ант 2 | |
| Площадь зоны, м ² | | 315 | 480 | 285 | 300 |
| Длина зоны, м | | 90 | 96 | 57 | — |
| Коллектор 3 | Число камер | 12 | 16 | 5 | — |
| | $w_{го}$ на входе в слой, м/с | 0,63 | 0,30 | 0,33 | 0,684 |
| | Разрежение, Па | — | 1000 | 1400 | — |

Окончание табл. 2.11

| Показатели | | Местоположение зоны | | | |
|--|-------------------------------|----------------------------------|----------------|----------------|-----------------------------------|
| | | Охла- дитель линей- ный | На машине | | Охла- дитель коль- цевой |
| | | | Вари- ант 1 | Вари- ант 2 | |
| Зона охлаждения | | | | | |
| Коллектор 4 | Число камер | — | 16 | 14 | — |
| | $w_{го}$ на входе в слой, м/с | — | 0,275 | 0,32 | — |
| | Разрежение, Па | — | 900 | 1200 | — |
| Расход фильтруемого воздуха, м³/ч | | 715 000 | 496 800 | 331 100 | 739 000 |
| Удельный расход воздуха, м³/т аглоспека | | 1750 | 490 | 345 | 1080 |
| Среднемассовая температура спека в конце зоны, °С | | <200 | ~400 | ~250 | ~200 |
| Удельный расход электроэнергии ТДУ, кВт · ч/т агломерата | | ~8,0 | 8,43 | — | 6,3 |
| Машина в целом | | | | | |
| Площадь, м² | | — | 795 | 600 | — |
| Длина, м | | — | 159 | 120 | — |
| Удельная производительность, т/(м²·ч) | | — | 0,94 | 1,20 | — |
| Удельный расход электроэнергии ТДУ, кВт · ч/т агломерата | | 19,2 | 16,1 | 15,1 | 15,3 |
| Содержание FeO в агломерате, % | | 12,3 | ~5,0 | ~6,5 | ~7,0 |

Первый вариант тепловой схемы (см. табл. 2.11) агломерационной машины (рис. 2.16) рассчитан на ее работу с совмещенным охлаждением агломерата на линейном охладителе, которое предусматривает переток горячего воздуха из зоны охлаждения в зоны стабилизации и спекания. Анализ этой схемы сводится к оценке влияния тепла от охлаждения агломерата на характеристики процесса спекания агломерата, а также к оценке степени использования этого тепла.

Расчеты показали, что воздух, собранный с площади ленты в пределах коллектора в количестве 259 200 м³/ч, имеет температуру 750 °С. Воздух таких тепловых параметров, направленный в зону стабилизации, способен не только компенсировать дефицит тепла для верхней части слоя шихты, но и обеспечить снижение углерода в шихте до 2,4 % и FeO в агломерате до 5,0 %. На эти показатели оказал влияние и внутренний источник тепла — горение кокса. В таких условиях за счет более полного горения углерода коксика уменьшаются и выбросы оксида углерода с 27,7 по 9,47 кг СО/т агломерата.

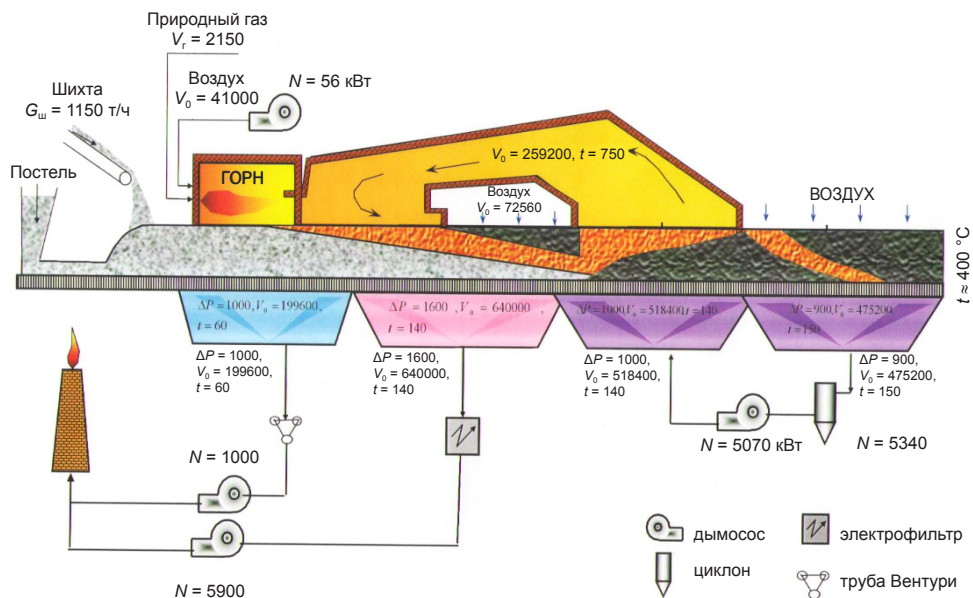


Рис. 2.16. Тепловая схема агломерационной машины с рециркуляцией горячего воздуха в зону стабилизации процесса

Переток воздуха приводит к увеличению скорости спекания (29 мм/мин) при росте скорости фильтрации (0,35 м/с), что повлияло почти на двукратное увеличение производительности агрегата в сравнении с базовым вариантом. С позиций энерго- и ресурсосбережения, экологии отмеченные выше изменения в работе агрегата, несомненно, являются благоприятными. Однако анализ будет неполным, если не остановиться и на других особенностях организации работы с использованием рассматриваемой тепловой схемы.

Следует отметить, что работа агломерационной машины по схеме рис. 2.16 формирует растянутую зону высоких температур аглоспека ($> 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$), благодаря которой и повышается среднемассовая температура аглоспека в конце зоны спекания примерно на 30 % (до $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$). Подобное тепловое состояние аглоспека приводит к тому, что средняя скорость нагрева в зоне спекания оказывается значительно выше ($\sim 75\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{мин}$), чем средняя скорость охлаждения агломерата в конце одноименной зоны ($\sim 23\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{мин}$).

Обычно при традиционной организации производства агломерата стремятся к тому, чтобы средние скорости нагрева шихты и охлаждения агломерата были равными. При указанном выше соотношении

можно сделать вывод о неэффективности зоны охлаждения рассматриваемой схемы, что также подтверждается и повышенной температурой готового агломерата $400\text{ }^{\circ}\text{C}$. Такая диспропорция в скоростях нагрева шихты и охлаждения агломерата свидетельствует о том, что зона спекания не имеет резервов по приему всего тепла от охлаждения агломерата. При этом, для обеспечения полного охлаждения агломерата до $100\text{ }^{\circ}\text{C}$, длина зона охлаждения должна быть увеличена почти в два раза — от 96 до 200 м. Естественно, это приведет к снижению температуры воздуха, участвующего в перетоке, до $500\text{--}600\text{ }^{\circ}\text{C}$ за счет увеличения удельного расхода воздуха, используемого для охлаждения агломерата. При этом возрастут и энергозатраты на работу тягодутьевых устройств в зоне охлаждения, которые и без этих изменений превышают аналогичные затраты в базовой схеме ($8,4$ против $8,0\text{ кВт} \cdot \text{ч/т агл.}$) несмотря на менее глубокое охлаждение.

В итоге реализация первого варианта тепловой схемы с учетом увеличения зоны охлаждения позволит использовать в зоне спекания тепло от охлаждения агломерата только на 50% . Остальное тепло горячего воздуха в количестве $260\text{ м}^3/\text{т агломерата}$ при $T_{\text{в}} = 550\text{ }^{\circ}\text{C}$ является вторичным энергетическим ресурсом. Это тепло целесообразно использовать в энергетических целях для производства электроэнергии. Приведенные сведения указывают на перспективность данной схемы. Однако ее реализация будет связана с необходимостью увеличения длины агломерационной машины до 250 м при площади спекания 315 м^2 , усложнением ее эксплуатации и созданием соответствующего оборудования. Реализация последнего утверждения не вызывает каких-либо принципиальных технических трудностей.

Второй вариант тепловой схемы агломерационной машины (рис. 2.17) рассчитан на работу машины также с совмещенным охлаждением с той лишь разницей, что тепло горячего агломерационного газа используется по двум направлениям:

- тепло агломерационного газа с повышенным содержанием оксида углерода из коллектора направляется в зажигательный горн для сжигания горючих компонентов, содержащихся в газе, и для улучшения приходной части теплового баланса зажигательного горна как за счет химического тепла при сжигании CO , концентрация которого в средних частях агломерационной машины может достигать $2\text{--}4\%$, а также за счет физического тепла газов, температура которых согласно расчету составляет $160\text{ }^{\circ}\text{C}$. Таким

образом, тепло газов из этого коллектора используется для технологических нужд, более того, существенно снижаются, до 5,5 кг/т агломерата, выбросы оксида углерода в атмосферу;

- тепло агломерационного газа из коллектора вновь возвращается в слой шихты зон стабилизации и спекания, улучшая тепловой баланс верхней части слоя и обеспечивая более мягкое охлаждение получаемого спека. Следует отметить, что в газах, собираемых коллектором, содержится минимальная для условий работы агломерационной машины концентрация кислорода, которая при уровне подсосов около 50 % может находиться в пределах 14–17 % в зависимости от содержания углерода в шихте. Если учесть стремление к герметизации агломерационных машин, то необходимо предусматривать устройство патрубка для подсоса воздуха в этот поток газа. В таких условиях рециркуляция газа обеспечит рациональное использование тепловых отходов (вторичных ресурсов) агломерационного процесса на технологические нужды.

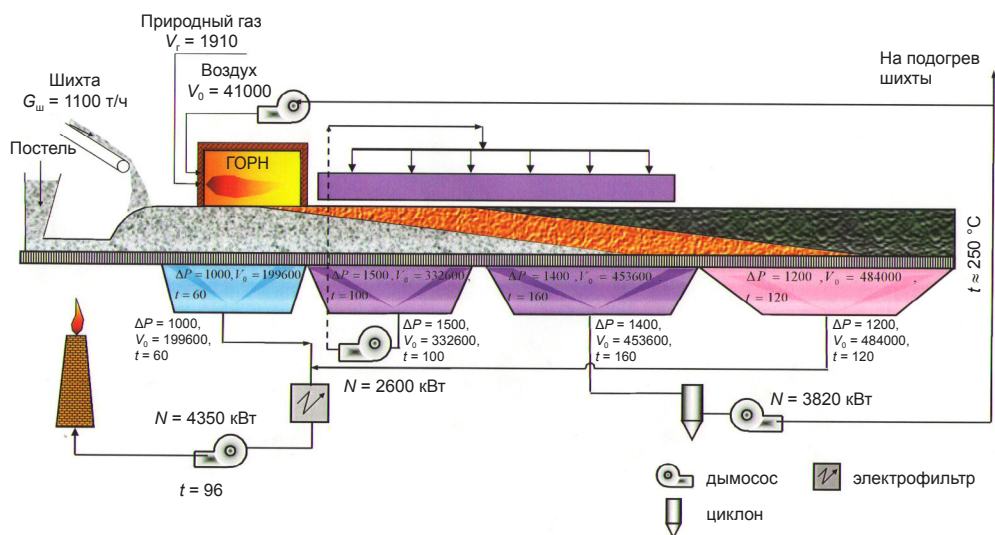


Рис. 2.17. Тепловая схема агломерационной машины с рециркуляцией газов на технологические процессы

Отходящие газы из коллектора представляют собой практически сухой воздух с относительно невысокой температурой, равной 153°C . При значительном объеме этого воздуха — $484000 \text{ м}^3/\text{т}$ агломерата — тепло, которое он содержит, достаточно велико — 141 МДж/т агло-

мерата. Часть потока этого воздуха можно использовать для увеличения доли рециркуляционных газов, а значительно большую часть — для энергетических нужд (бытовых, отопления и пр.).

Тепловая схема второго варианта при ее реализации способна обеспечить работу агломерационной машины с расходом углерода в шихте на уровне 2,9 при значительном (на 22,2 кг/т агломерата) снижении выбросов оксида углерода в атмосферу. Однако даже при этом достичь 100 % утилизации тепла отходящих газов для технологических нужд невозможно.

Третий вариант тепловой схемы агломерационной машины (рис. 2.18) рассчитан на ее работу с выносным охладителем агломерата камерного типа, установленным за агломерационной машиной. Основным соображением для такого выбора было то, что охлаждение агломерата на линейном охладителе (базовый вариант) и камерном происходит в одинаковых условиях неподвижного слоя. В камерный охладитель агломерационный спек попадает, пройдя дробилку и грохот. При дроблении спека формируется горячий возврат, количество которого в результате грохочения оценивается в 15–25 %. Скорость охлаждения агломерата для принятых условий составляет 80 °С/мин. Эта скорость в 2,5 раза выше скорости охлаждения агломерата на линейном охладителе, что следует объяснить высоким слоем охлаждаемого агломерата (1,5 м).

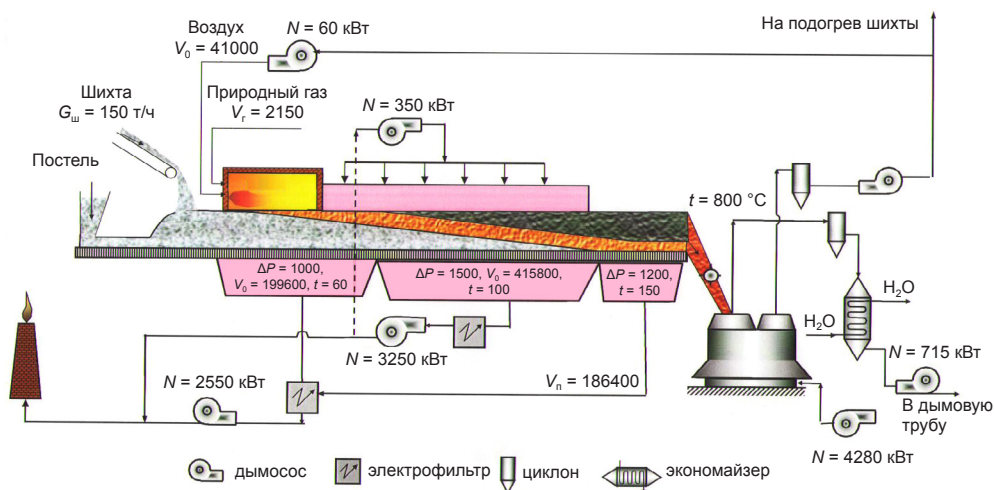


Рис. 2.18. Тепловая схема комплекса «агломерационная машина — охладитель» с глубоким использованием вторичных энергетических ресурсов

Третий вариант тепловой схемы по организации движения агломерационных газов довольно близок к тепловой схеме второго варианта, если исключить различие в системе охлаждения агломерата. Агломерационные газы из коллектора (см. рис. 2.18) так же, как и в предыдущей схеме (см. рис. 2.17), направляются в зоны стабилизации и спекания. В начале этой зоны кислород, содержащийся в агломерационных газах ($O_2 = 16...18\%$), используется для горения топлива. В остальные части зоны агломерационный газ поступает для мягкого охлаждения спека. Дробленый агломерат с температурой $800\text{ }^{\circ}\text{C}$ выгружается в камерный охладитель, в котором охлаждается до $200\text{ }^{\circ}\text{C}$, т.е. до температуры, обеспечивающей безопасную его транспортировку к потребителю.

Одной из важных особенностей камерного охладителя является возможность разделения потока нагреваемого воздуха минимум на две части. Первая часть относится к потоку воздуха с повышенной температурой ($\sim 450\text{ }^{\circ}\text{C}$) и расходом $265\,000\text{ м}^3/\text{ч}$, которая направляется в котел-утилизатор для выработки пара. Этот пар может быть использован для получения электрической энергии или в других целях — для бытовых нужд, отопления и пр. Вторая часть относится к потоку воздуха с температурой около $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ и расходом $475\,000\text{ м}^3/\text{ч}$, который может быть передан в зажигательный горн и на подогрев шихты или в другие технологии ближайшего производства, где ощущается потребность в сухом горячем воздухе.

Работа по третьему варианту тепловой схемы обеспечивает снижение расхода углерода в шихте до $2,8\%$, что ниже, чем во втором варианте, и уменьшение выбросов в атмосферу СО на $19,57\text{ кг/т}$ агломерата.

Таким образом, результаты анализа указывают на перспективность третьего варианта тепловой схемы как с позиций снижения выбросов загрязняющих веществ, так и с позиций энерго- и ресурсосбережения.

К изложенному тексту необходимо добавить, что тепловые схемы всех трех вариантов предусматривают более эффективную очистку агломерационных газов от пыли, что усиливает эффект защиты окружающей среды и формирует вторичный материальный ресурс — железосодержащую пыль, которая может быть возвращена в производство.

Утилизация тепла воздуха с повышенной температурой обычно осуществляется в установках, принципиальная схема которой приведена на рис. 2.19. Горячий воздух из камерного кольцевого охладителя 2, после очистки в сухом циклоне 4, поступает в котел-утилизатор 5, где, передав свою энергию теплоносителю, вентилятором 13, направляет-

ся в трубу 16 и далее в атмосферу. Образовавшийся насыщенный пар через сепаратор 6, поступает в паровую турбину 7, расположенную на одном валу с электрогенератором 8.

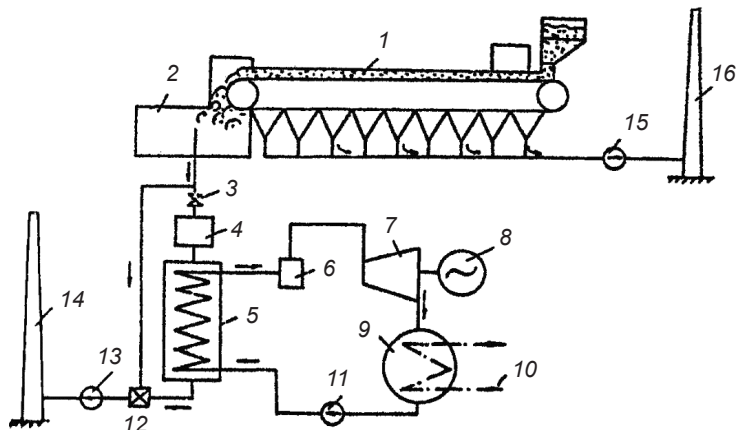


Рис. 2.19. Схема использования тепла в комплексе «агломерационная машина — охладитель агломерата — энергосиловая установка»:

1 — агломерационная машина; 2 — камерный кольцевой охладитель агломерата; 3 — отключающий клапан; 4 — пылеуловитель; 5 — котел-утилизатор; 6 — сепаратор пара; 7 — паровая турбина; 8 — электрогенератор; 9 — конденсатор; 10 — подвод охлаждающей воды; 11 — конденсаторный насос; 12 — рециркуляционный клапан; 13 — вентилятор; 14 — труба для отвода воздуха; 15 — экстаузер; 16 — дымовая труба

Отработанный пар переходит в воду в конденсаторе 9 благодаря подводу в этот агрегат охлаждающей воды 10. Полученный конденсат насосом 11, подается на вход котла-утилизатора. Клапаны 3 и 12 при работе котла-утилизатора открыты, они закрываются при отключении котла-утилизатора на время профилактических работ, ремонтов и пр. В этих случаях горячий воздух от охладителя агломерата направляется через рециркуляционный клапан 12, непосредственно в трубу для отвода воздуха.

Подобные схемы использования вторичных энергоресурсов находят все большее распространение на предприятиях черной металлургии. Техничко-экономические показатели таких схем использования тепла горячего воздуха, а в некоторых случаях тепла и агломерационных газов, зависят от производительности агломерационных машин, типа применяемых охладителей агломерата, характеристик котлов-утилизаторов, энергосиловых агрегатов.

Приводимые ниже сведения дают представление о некоторых показателях работы комплекса «агломерационная машина — охладитель агломерата — энергосиловая установка»:

| | | |
|--|-----------|-----|
| производительность котла, т/ч | 40 | 60 |
| давление пара, МПа | 5,4 | 1,4 |
| температура перед котлом, °С | 305 | 270 |
| мощность электрогенератора, МВт | 6 | 20 |
| удельная выработка электроэнергии, кВт·ч/т агл. | 10 | — |

Работа агломерационных фабрик Японии с использованием комплексных схем утилизации тепла агломерационных газов и тепла горячего агломерата показывает возможность получения до 16–20 % электроэнергии от общего ее потребления при производстве агломерата.

В последнее десятилетие вернулись к исследованию предложения Ф. М. Базанова (МИСИС), высказанному им в 1951 г., об интенсификации процесса спекания путем сжигания газа в слое. В конце XX в. В. И. Лобанов (УПИ им. С. М. Кирова) изучал процессы горения газа в слое железорудных окатышей. Основной вывод из его исследований: комбинированный способ обжига за счет сжигания газа в слое кусковых материалов обеспечивает возможности простого и надежного регулирования температуры и состава газовой фазы в слое спекаемой шихты. При этом создаются условия для реализации гибкой технологии производства окатышей.

В начале XXI в. исследования в УГТУ–УПИ по сжиганию газа в слое кусковых материалов, применительно к агломерационному процессу были продолжены. Цель этих исследований заключалась в поиске условий сжигания газа для формирования прочной структуры спека. Для достижения этой цели было разработано газоздухораспределительное устройство (ГВРУ) для подачи и сжигания природного газа в слое агломерационной шихты. Конструкция ГВРУ создана с использованием опыта конструирования аналогичных устройств на машинах обжига окатышей. Поперечное сечение секции этого устройства, соответствующее ширине спекаемого слоя шихты, схематически показано на рис. 2.20. Продольный размер секции соответствует длине вакуум-камеры.

Конструкция ГВРУ обеспечивает равномерное распределение природного газа по трубам, в нижней части которых расположены калиброванные отверстия для подачи газовой струи в пространство над слоем агломерационной шихты. Воздух для горения засасывается через

щели между трубами. Его количество рассчитывается таким образом, чтобы коэффициент расхода воздуха был 5–7. ГВРУ устанавливается с таким расчетом, чтобы в пространстве между ним и верхним уровнем слоя шихты создавались условия полного смешения газа с воздухом.

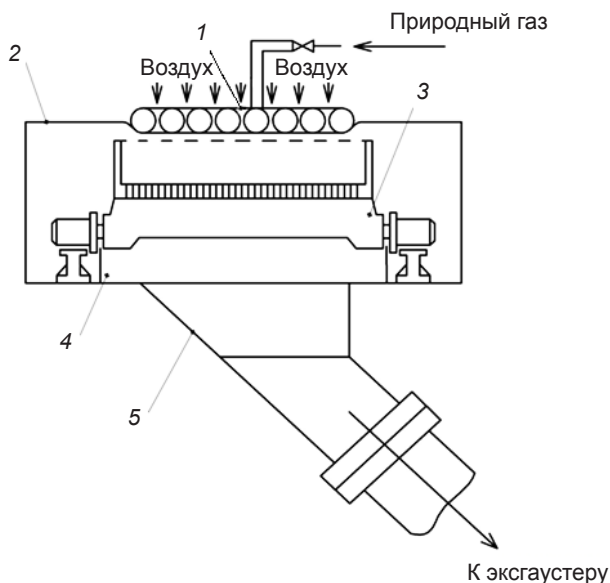


Рис. 2.20. Схема установки ГВРУ на агломашине:

1 — технологическое ГВРУ; 2 — боковое уплотнение; 3 — спекательная тележка;
4 — продольное уплотнение агломашины; 5 — вакуум-камера

Подобные условия гарантируют режим слоевого сжигания природного газа в слое шихты без образования открытого факела. Дополнительный ввод тепла на спекание шихты за счет сжигания газа потребовал снижения количества твердого топлива в шихте. Процесс спекания агломерационной шихты при использовании в качестве источников тепла комбинированного топлива, а именно: кокса и природного газа — был первоначально детально изучен с помощью экспериментальных методов в лаборатории.

Промышленные испытания ГВРУ на протяжении 2-х мес. были организованы на агломерационной машине АК-50 Серовского металлургического завода. Наиболее целесообразным оказался режим сжигания газа в слое шихты на площади, составляющей не менее 1/3 от общей площади спекания агломашины. Для этого потребовалось установить над слоем агломерационной шихты, сразу за зажигательным горном,

4 секции ГВРУ. Устойчивое горение газа в слое шихты достигалось при расходе природного газа на каждую секцию ГВРУ не более 30–35 м³/ч.

В результате исследований использования комбинированного топлива при агломерации были получены наилучшие показатели при количестве твердого топлива в шихте 2,5–3,0 % (абс.) и расходе природного газа до 40 % от общего расхода газа на агрегат. В таких условиях произошел рост производительности агломерационной машины в среднем на 8,6 % (отн.) на каждые 10 % (отн.) повышения доли расхода природного газа, используемого в ГВРУ в пределах 0–40 % от общего расхода газа. Отмечено также улучшение качества агломерата за счет выхода крупной фракции из верхних горизонтов слоя. Выход фракции +5 возрос на 10–12 % при соответствующем снижении выхода класса — 0,5 на 22–24 %. Такие показатели качества агломерата достигнуты за счет выравнивания температур по высоте слоя при сжигании газа непосредственно в слое шихты. Необходимость выравнивания температур по высоте слоя было рассмотрено при анализе рис. 2.15. При более глубоком протекании окислительных процессов произошло также снижение содержания оксида железа в конечном продукте до 12–14 %.

Использование комбинированного топлива при агломерации железорудного сырья благоприятно повлияло и на улучшение экологических показателей процесса. Так, в отходящих газах произошло снижение содержания монооксида углерода на 5,0 % (абс.) и пыли на 1,02 % (абс.) на каждые 10 % увеличения доли природного газа, сжигаемого в слое с помощью ГВРУ. Одновременно с этим на фоне общего уменьшения сернистых соединений, обусловленного уменьшением удельного расхода твердого топлива, произошло перераспределение серы. Количество серы в готовом продукте уменьшилось до 0,17–0,18 %, а в газообразных продуктах наблюдался некоторый рост концентрации SO₂. Сжигание газа в слое шихты, как указывалось выше, приводит к росту температуры в зоне горения. Этот положительный фактор с точки зрения формирования лучшей структуры агломерата имеет и отрицательную сторону: при повышении температуры несколько возрастает и выход оксидов азота, оставаясь при этом в пределах допустимых концентраций.

Применение ГВРУ в процессе агломерации показало его технологичность, легкость перехода с одного режима работы на другой без каких-либо осложнений. В докладе Т. Мива (Nippon Steel Corp.) на V Международном конгрессе по теории и технологии производства

чугуна (Москва, 12–16 апреля 2010 г.) отмечается, что ввод природного газа в верхнюю часть аглослоя обеспечил улучшение энергоэффективности процесса спекания и при этом произошло сокращение выбросов CO_2 в атмосферу примерно на 60 тыс. т в год. Испытания в доменных печах агломерата, полученного в условиях использования комбинированного топлива, выявили устойчивую тенденцию к возрастанию производительности доменной печи и снижению удельного расхода кокса при выплавке чугуна.

Компоновочные решения комплекса проблем, связанных с интенсификацией технологических процессов и глубокой утилизацией вторичных энергетических ресурсов в технологии производства агломерата, определяются производительностью основного агрегата, удельными затратами всех видов энергии, выбросами загрязнителей в окружающую среду. Эти решения во многом зависят от способов отопления агломерационных машин, использования тепла отходящих газов и горячего агломерата, выбора того или иного типа охладителя, того или иного типа котла-утилизатора и других факторов. Важно подчеркнуть, что в настоящее время существуют математические модели и методы их применения для расчета и оптимизации тепловых схем агломерационных машин и работы всего комплекса оборудования в производстве агломерата и это позволяет достичь при их реализации высоких технико-экономических показателей путем утилизации тепловых отходов и снижения выбросов в атмосферу.

Несмотря на истощение существующих месторождений магнетитовых железных руд и вовлечение в металлургический передел руд с бедных и окисленных месторождений с повышенным содержанием мелочи, доля агломерата в шихте доменных печей, как указывалось выше, остается высокой. Современные агломерационные машины отличаются высокой производительностью, простой схемой газопотоков, относительно высокими эксплуатационными расходами, повышенным удельным расходом энергоносителей и характеризуются значительным объемом вредных выбросов, достигающих 70 % их общего объема на металлургических предприятиях.

В соответствие с технологией спекания мелкодисперсных материалов, образование пыли происходит практически на всех этапах агломерационного производства, но наиболее ошутимое количество пыли формируется в высокотемпературной зоне слоя шихты. Существующие пассивные способы улавливания пыли с использованием отдель-

ных пылеосадочных устройств (циклоны, осадительные камеры и др.) не обеспечивают нужную степень обеспыливания. Положительный эффект в улавливании пыли можно получить, если ее осаждение производить непосредственно на агломашине с использованием энергии акустического поля.

В результате экспериментальных исследований в лабораторных условиях на укрупненной установке типа «Аглочаша» и на ряде промышленных агрегатах — агломерационных машинах, вращающихся печах и пр. — было установлено, что внешнее акустическое поле, создаваемое в объеме слоя агломерационной шихты, является источником вибрационного воздействия на частицы слоя и пыли. Это происходит в результате локального периодического изменения давления газа от положительного до отрицательного по отношению к среднему давлению газовой среды. Давление газов между частицами, вызванное внешними колебаниями, компенсируется оттоком избыточного или недостающего количества газовой среды в направлении распространения колебаний. При этом происходит возникновение дополнительного потока газовой среды, что способствует интенсификации тепло-массообменных процессов.

Формирование акустического поля в слое осуществляют при помощи акустического излучателя (рис. 2.21), который представляет собой разновидность газодинамического свистка Гартмана и состоит из сопла, резонатора и фокусирующей плоскости.

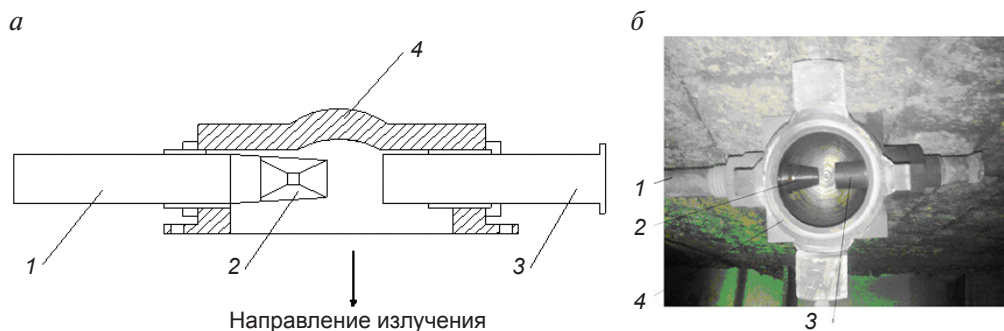


Рис. 2.21. Схема акустического излучателя (а) и его внешний вид (б):

1 — сопловая труба; 2 — воздушное сопло; 3 — резонатор; 4 — фокусирующая плоскость

Питание излучателя обеспечивается компрессорным воздухом с давлением не ниже 3,0 атм. Это устройство устанавливается за пределами рабочего пространства, что облегчает его монтаж, обслуживание

и эксплуатацию, а также снижает требования к материалам, из которых он изготавливается. Акустическое поле, формируемое непосредственно в слое, делает его безопасным для обслуживающего персонала.

Использование энергии акустического поля для осаждения пыли на агломашине АК-50 осуществили на аглофабрике ОАО «Серовский металлургический завод». Формирование самого акустического поля непосредственно в слое было организовано через вакуум-камеру с применением волноводов трубчатой конструкции при давлении компрессорного воздуха не ниже 3,0 атм. Общий расход компрессорного воздуха на один излучатель не превышал $50 \text{ м}^3/\text{ч}$.

Акустические излучатели устанавливали в первых двух вакуум-камерах (рис. 2.22).

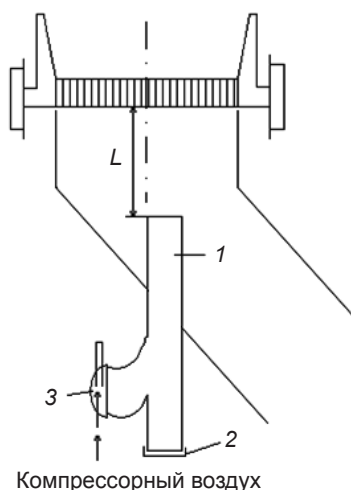


Рис. 2.22. Схема установки акустического излучателя в вакуум-камере агломерационной машины:

1 — волновод; 2 — лючок; 3 — акустический излучатель;
 L — расстояние от среза волновода до колосниковой решетки

В этих камерах через слой шихты просасываемый воздух двигался с относительно малыми скоростями. При этом акустическое поле направляли на слой аглошихты через колосниковое поле при помощи металлического волновода, вводимого в вакуум-камеру через наклонный металлический лист снизу. Для равномерного распределения энергии акустического поля по ширине и длине вакуум-камеры, срез выходного конца волновода располагали параллельно колосниковому полю на расстоянии не менее 1 м. Другой конец трубы волно-

вода размещали за пределами рабочего пространства и на нем устанавливали акустический излучатель.

При исследовании влияния энергии акустического поля на слой шихты, все технологические операции, а именно: подготовка исходных материалов, их укладка на колосниковое поле и зажигание верхней части слоя шихты продуктами факельного сжигания топлива, просос воздуха через слой с образованием горнового газа, отвод газа через колосниковую решетку — соответствовали традиционной технологии.

Промышленные испытания воздействия акустического поля в технологии агломерации железорудного сырья проводили на действующем агрегате, обеспечив при этом условия по составу агломерационной шихты такие же, как и при реализации традиционной технологии. Шихта для производства агломерата в течение длительного периода времени (более 1 г.) состояла из Воронцовской руды — 80,98 %, известняка — 9,58 % и коксовой мелочи — 3,41 %. Коксик содержал в среднем 78,81 % твердого углерода, 19,7 % золы и 0,31 % летучих веществ. Усредненный химический состав исходных компонентов агломерационной шихты представлен в табл. 2.12, а характеристика их гранулометрического состава — в табл. 2.13.

Таблица 2.12

Химический состав исходных компонентов аглошихты, %

| Компонент | Fe _{общ} | Fe ₂ O ₃ | S | CaO | SiO ₂ | P | H ₂ O | Al ₂ O ₃ | Cu | MgO |
|------------|-------------------|--------------------------------|------|-------|------------------|------|------------------|--------------------------------|------|------|
| Руда | 52,58 | — | 2,07 | 7,10 | 9,72 | 0,03 | 1,95 | 2,43 | 0,66 | — |
| Известняк | — | — | — | 55,44 | 0,28 | — | — | 0,30 | — | 0,20 |
| Зола кокса | 11,91 | 17,02 | — | 6,62 | 47,55 | — | — | 20,77 | — | 1,23 |

Таблица 2.13

Характеристика исходных компонентов шихты

| Компонент | Насыпная масса, кг/м ³ | Выход класса, % | | | |
|-----------|-----------------------------------|-----------------|-------|-------|-------|
| | | +8 мм | +5 мм | +3 мм | —3 мм |
| Руда | 2017 | 3,50 | 17,0 | 5,5 | 74,00 |
| Известняк | 1267 | 0,50 | 1,0 | 4,0 | 94,50 |
| Коксик | 603 | 0,05 | 5,0 | 10,0 | 84,85 |
| Окалина | 2221 | 11,25 | 15,0 | 8,0 | 65,75 |
| Возврат | 1781 | 12,92 | 37,5 | 9,5 | 40,08 |

При общей высоте слоя 200 мм максимальное разрежение в вакуум-камерах составляло 750 кг/м², а скорость движения ленты ограничивалась 2,0 м/мин.

Одновременно с развитием процессов спекания, слой шихты обрабатывали акустическим полем, сформированным в виде газоакустической струи, которую располагали под колосниковой решеткой и ориентировали к ее поверхности. Такая схема обработки материалов обусловлена тем, что сверхзвуковая струя компрессорного воздуха повышенной плотности, формируемая в газоструйном излучателе, является концентратором и своеобразным волноводом акустических колебаний. Образующееся акустическое поле вовлекает в колебательный процесс колосниковую решетку, пронизывает нижние горизонты обрабатываемой агломерационной шихты (сырой и высушиваемый слой), достигает зоны горения и расплавления, формируя стоячие волны большой мощности. В результате этого усиливаются массообменные процессы, а в поровых каналах на поверхностях твердых компонентов слоя уменьшается толщина пограничного слоя. При этом происходит разрыхление слоя мелкодисперсных частиц, благодаря чему появляются условия по увеличению расхода газа для тепловой обработки слоя шихты, что дополнительно активизирует развитие и тепловых и массообменных процессов в слое шихты.

Важный положительный эффект, который был установлен при использовании энергии акустического поля в слое агломерационной шихты, связан с процессами коагуляции частиц пыли в межкусковом пространстве, что повышает эффективность пылеулавливания непосредственно на агломерационной машине.

До проведения исследований общая производительность агломерационной машины, работающей по традиционной технологии, составляла по готовому агломерату $92,44 \text{ т}/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$. В процессе исследований было установлено (табл. 2.14), что при использовании в вакуум-камерах акустических излучателей, перекрывающих акустическим полем 15–20 % площади спекания агломерационной машины, и при суммарной мощности их звука $1,0\text{--}1,2 \text{ кВт}/\text{м}^2$ происходит повышение ее производительности в пределах 3,2–8,3 %, а также снижение выхода монооксида углерода на 26,7–33,4 % и запыленности газа на 29,2–36,2 %.

Столь существенные изменения в технических и экологических показателях работы агломерационной установки произошли за счет интенсификации тепломассообменных процессов в слое агломерационной шихты при ее спекании и за счет повышения степени завершенности процессов сжигания твердого топлива.

Таблица 2.14

Результаты использования энергии акустического поля на агломашине

| Мощность звука, кВт/м ² | Удельная производительность агломашинны т/(м ² ·ч)/ % | Характеристика отходящих газов | |
|------------------------------------|--|--------------------------------|------------------------------------|
| | | Содержание, СО, %/ % | Запыленность, г/м ³ / % |
| Без акустики | 92,44/100 | 5,7/100,00 | 9,3/100,00 |
| 0,5 | 95,40/103,20 | 4,5/–21,05 | 7,2/–22,58 |
| 1,0 | 100,36/108,56 | 3,3/–42,11 | 5,1/–45,16 |
| 12,0 | 103,32/111,77 | 3,0/–47,37 | 4,6/–50,54 |
| 13,0 | 95,59/103,40 | 4,4/–22,81 | 7,1/–23,16 |

При воздействии внешнего акустического поля на запыленный движущийся газовый поток в сборном коллекторе, крупные частицы совершают периодические колебания около средней траектории движения и создают за счет поршневого эффекта вокруг себя некоторый вакуум. Этот вакуум способствует сосредоточению мелких пылевых частиц в определенном месте, что обеспечивает развитие процесса коагуляции с постепенным выпадением пылевых частиц из основного потока. Для снижения общего количества пыли, в процессе производства агломерата следует использовать акустическое поле, формируемое в объеме сборного коллектора со стороны его торца. Промышленные испытания в течение длительного времени (более года) показали, что акустическое поле мощностью 0,3–0,4 Вт/м³, формируемое таким образом, способно обеспечить снижение выноса пыли до 30 % в сравнении с технологией агломерации, реализуемой без применения акустики.

Необходимое количество излучателей на агломерационной машине устанавливается с учетом технологии и оборудования.

При экологической оценке состояния окружающей среды, в местах работы агломерационных машин с использованием акустики было установлено лишь незначительное изменение условий работы обслуживающего персонала по уровню звукового давления.

Простота конструкции и реализации способа использования энергии акустического поля для снижения выноса пыли и интенсификации тепломассообменных процессов, небольшие капитальные затраты на изготовление акустических излучателей, возможность их применения на действующих агломерационных машинах без нарушения основного технологического процесса служат основанием для промышленного внедрения этого способа на существующем оборудовании.

Для анализа и совершенствования технологий производство агломерата привлекают закономерности развития и протекания теплофизических и физико-химических процессов, обусловленные контактом газовой среды и шихты, а также между компонентами шихты. Подобный подход позволяет достаточно подробно оценивать такие особенности промышленной технологии, как сушка, горение топлива, плавление и кристаллизация расплава, охлаждение полученного агломерата. При этом обычно учитывают химический и гранулометрический составы шихты, влажность и температуру загружаемого материала. В связи с тем, что технология производства агломерата в определенной мере зависит от состава оборудования (зажигательного горна, эксгаустера, системы охлаждения и пр.), реализующего эту технологию, на завершающей стадии формирования технологии производства агломерата широко используют результаты экспериментальных исследований и опыт обслуживающего персонала.

2.2. Теплофизические основы тепловых режимов технологии производства железорудных окатышей

Импульсом к возникновению технологий производства железорудных окатышей послужили обстоятельства, связанные с истощением запасов богатых тонкоизмельченных железорудных концентратов, основная фракция которых на 80–90 % представлена частицами менее 0,07 мм, а иногда и 0,05 мм. При агломерации таких концентратов возникли определенные трудности, прежде всего связанные с ухудшением газопроницаемости слоя шихты, что в конечном итоге приводило к потере производительности агломерационных машин.

Выход из создавшегося положения был найден, когда шведом А. Андерсоном в 1912 г. был запатентован способ производства окатышей. Однако потребовалось более 30 лет, чтобы в Швеции возникло опытно-промышленное производство окатышей. За это время усилия ученых и инженеров различных стран — Германии, Швеции, США, СССР и др. — были направлены на изучение процессов окомкования тонкоизмельченных железных руд, изучение свойств гранул, разработку параметров новой технологии. В результате исследований появилось и оборудование для реализации новой технологии — окомкователи,

обжиговые агрегаты. Первый вариант обжигового агрегата был создан в Швеции. Этот агрегат представлял собой шахтную печь, производительность которой по обожженным окатышам не превышала 7 т/сут.

Промышленное освоение нового вида железорудного сырья окатышей относят к 1955 г., когда в США начала работать фабрика по производству пеллет (pellet — шарик, дробинка). Этот термин получил международное признание. В советской и российской металлургической литературе с 1952 г. используется термин «окатыш», более удачно отражающий и форму нового железорудного продукта, и технологию его получения.

В Советском Союзе опытно-промышленное производство окатышей было организовано в 1958 г. на Южном горно-обогатительном комбинате (ГОКе) в Кривом Роге (Украина) и на металлургическом комбинате в Нижнем Тагиле (Россия). В промышленных масштабах производство окатышей началось в 1964 г., после пуска двух обжиговых машин на Соколовско-Сарбайском ГОКе (г. Рудный, Казахстан). В последующие годы фабрики по производству окатышей появились на Центральном ГОКе в 1967 г. и Северном ГОКе в 1973 г. (Кривой Рог), на Качканарском ГОКе в 1970 г. (Свердловская обл.), Лебединском ГОКе в 1975 г. (Белгородская обл.), Михайловском ГОКе в 1976 г. (Курская обл.), Оскольском электрометаллургическом комбинате в 1982 г. и Костамукшском ГОКе в 1983 г. (Республика Карелия). К освоению новой техники были привлечены ведущие коллективы проектных, исследовательских и учебных институтов Минчермета СССР, АН СССР и Минобразования СССР. С образованием Российской Федерации научно-исследовательские и проектные работы по совершенствованию технологий производства окатышей сосредоточены в НПП «ТОРЭКС», Институте металлургии УрО РАН и ОАО «ВНИИМТ».

Окатыши считают перспективным видом железорудного сырья, круг потребителей которого постоянно расширяется. Кроме основных потребителей — доменных печей и агрегатов прямого получения железа, окатыши активно применяют в сталеплавильных агрегатах. К настоящему времени эта технология успешно развивается: общемировое годовое производство окатышей превысило 300 млн т и неуклонно растет. Эта тенденция характерна и для России. Если в 2013 г. производство окисленных окатышей в стране составляло 35 млн т, то к 2020 г. планируется его увеличение до 43,5 млн т.

Для производства железорудных окатышей в настоящее время используют обжиговые конвейерные машины (ОКМ), шахтные печи и комбинированные агрегаты типа «колосниковая решетка — трубчатая печь». За годы эксплуатации этих агрегатов и шахтных печей достаточно четко выявились преимущества обжиговых конвейерных машин (ОКМ) с позиций обеспечения высокой производительности, низких удельных расходов топлива и электроэнергии при высоком качестве обожженных окатышей.

В СССР в Воронежском государственном университете была разработана и опробована автоклавная (безобжиговая) технология получения окатышей. Однако внедрение этой технологии в черной металлургии не состоялось из-за периодичности процесса, малой производительности и низкой прочности получаемых окатышей. Предпринимались также попытки по созданию технологии производства окатышей с использованием цементной связки. К существенным недостаткам такой технологии следует отнести значительную по времени продолжительность уплотнения, достигающую 21–28 сут, а также слипание окатышей в гроздья, что требует усложнения всей технологии для их разрушения.

2.2.1. Технология производства железорудных окатышей и их основные характеристики

В Советском Союзе основное оборудование в технологии производства окатышей было представлено обжиговыми конвейерными машинами (ОКМ). По своему устройству это оборудование аналогично агломерационным машинам. Отличие между ними заключается в том, что ОКМ испытывает более высокие тепловые нагрузки, т. к. работает при более высоких температурах. В свою очередь, эта особенность тепловой работы ОКМ потребовала установки 3–4 эксгаустеров для организации энергоэффективного потребления топливных ресурсов. В России для получения обожженных окатышей были созданы высокопроизводительные установки, площадь которых составляет 306 м² (ОКМ-306) и 520 м² (ОКМ-520). Технологическая схема производства окатышей, характерная для современных фабрик, представлена на рис. 2.23.

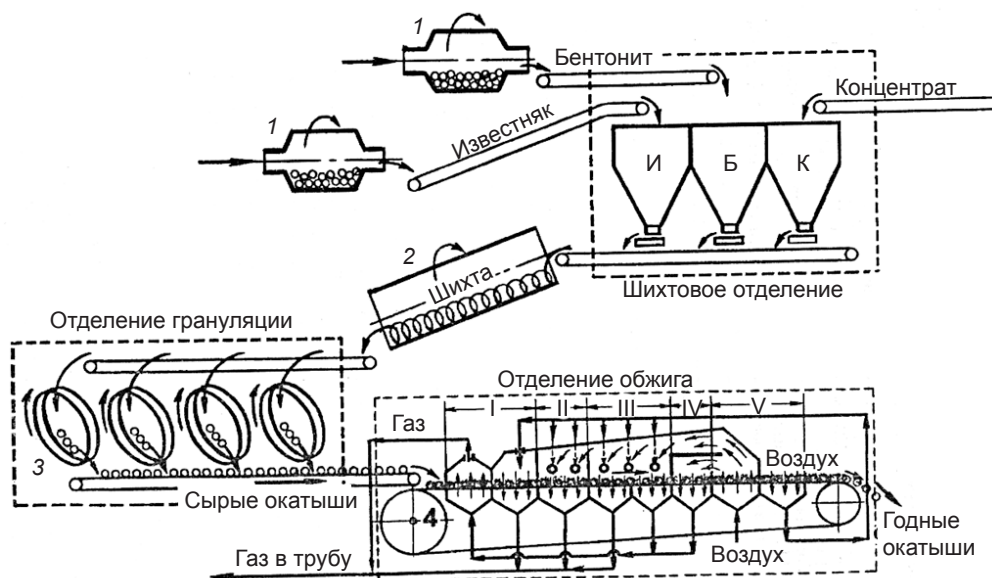


Рис. 2.23. Схема фабрики по производству окатышей:

1 — шаровая мельница; 2 — смеситель; 3 — тарельчатые грануляторы; 4 — обжиговая машина; I—V — зоны сушки, нагрева (подогрева), обжига, рекуперации и охлаждения (соответственно)

Технология производства железорудных окатышей, независимо от способов ее реализации, включает две стадии технологического процесса:

- получение сырых окатышей из концентратов в специальных установках — окомкователях;
- упрочнение сырых окатышей либо в результате обжига при высоких температурах (1200–1350 °С), либо безобжиговым способом. Любой из них должен быть способен обеспечить прочность окатышей, сохраняющую их качества при хранении и транспортировке к плавильным агрегатам.

Основными исходными компонентами сырья для производства окатышей служат концентраты, представляющие собой продукт обогащения железных руд, содержание железа в которых достигает 60–70 %. Концентраты в шихтовое отделение обычно поступают с обогачительных фабрик.

Для повышения основности пустой породы концентратов добавляют известняк, который перед поступлением в шихтовое отделение подвергают дроблению на шаровых мельницах 1. Необходимое его ко-

личество зависит от состава пустой породы концентрата, а также от состава конечного продукта, который представляют неофлюсованные или офлюсованные окатыши.

Традиционная технология получения сырых окатышей осуществляется путем добавления к железорудному концентрату 0,5–1,5 % связующей добавки — бентонита, особого сорта глин, которые обладают особыми свойствами: тонкой дисперсностью, ионообменной способностью, связностью, способностью постепенно выделять воду при нагреве. Наиболее ценным свойством бентонита является набухаемость — изменение объема при увлажнении. Это свойство способно увеличить объем бентонита в 15–20 раз, что в свою очередь приводит к увеличению пористости сырых окатышей, тем самым облегчая удаление влаги при сушке окатышей, не снижая их прочности. Бентонит также перед шихтовкой пропускают через шаровые мельницы 1, в которых в результате помола достигается требуемый технологией гранулометрический состав этого компонента шихты.

Запасы компонентов сырья в шихтовом отделении фабрики, как правило, обеспечивают бесперебойное производство окатышей.

Подготовленные по гранулометрическим параметрам компоненты шихты из бункеров с помощью конвейера перемещают в барабанный смеситель 2. Установленные под бункерами специальные устройства — дозаторы — обеспечивают поступление на конвейер каждого компонента в строго определенном количестве. В смесителе все компоненты шихты тщательно перемешиваются и увлажняются примерно до 9 %. Полученную таким образом шихту направляют в тарельчатые 3 или барабанные грануляторы, где формируют сырые окатыши диаметром 12–20 мм.

Представление о компонентах шихты и их долях для получения неофлюсованных сырых окатышей достаточно полно характеризуют результаты расчета шихты (табл. 2.15). Химический состав сырых и обожженных окатышей отражен в материальном балансе процессов окомкования и обжига окатышей (табл. 2.16), который рассчитан на 1 т сырых и обожженных окатышей. Данные этой таблицы позволяют судить об изменениях концентрации каждого компонента шихты. В частности, эти данные используют для оценки основности m_3 получаемых окатышей

$$m_3 = [(CaO + MgO)/SiO_2] = 0,108.$$

Также определяют увеличение твердой массы ΔM и увеличение количества кислорода — ΔO_2 после обжига $\Delta M = 15,75$ кг/т окат. и $\Delta O_2 = 24,88$ кг/т окат. Эти данные необходимы для составления технологической схемы подготовки сырых окатышей и выбора тепловых режимов сушки, нагрева и обжига. Важными показателями, которые рассчитываются по данным материального баланса, являются коэффициенты выхода обожженных окатышей из сырых $K_{об/сыр} = 0,919$ и сухих $K_{об/сух} = 1,017$ окатышей.

Таблица 2.15

Результаты расчета шихты исходных окатышей

| Компонент | Концентрат | Шламы | Известняк | Бентонит | Шихта |
|--|------------|-------|-----------|----------|---------|
| Содержание на сухую массу, % | 92,61 | 5,90 | 0,88 | 0,60 | 0,00 |
| Влажность, % | 9,60 | 9,60 | 0,50 | 7,00 | 9,70 |
| Расход на 1 т готовой шихты, кг (сухая масса) | 836,27 | 53,31 | 7,97 | 5,44 | 903,00 |
| Расход на 1 т готовой шихты, кг (влажная масса) | 925,08 | 58,97 | 8,01 | 5,85 | 997,92 |
| Расход на 1 т готовых окатышей, кг (влажная масса) | 1068,93 | 68,14 | 9,26 | 6,76 | 1153,09 |
| Расход, т/ч (сухая масса, без учета потерь) | 610,04 | 38,89 | 5,82 | 3,97 | 58,72 |
| Расход, т/ч (влажная масса, без учета потерь) | 717,85 | | 5,85 | 4,27 | 727,96 |
| Расход, т/ч (сухая масса, с учетом потерь) | 622,49 | — | 5,94 | 4,09 | — |

Прочностью сырых окатышей должна обеспечиваться сохранность их шарообразной формы при транспортировке к обжиговой машине. При этом сырые окатыши должны оставаться прочными при всех перегрузках и укладке их на обжиговую машину.

В настоящее время отсутствуют единые установившиеся в мировой практике оценки механической прочности сырых окатышей. В России обычно используют 2 метода: на раздавливание и сбрасывание.

Метод на раздавливание позволяет определить усилия, деформирующие или разрушающие окатыш в результате его сжатия. Для окатышей диаметром 25 мм, минимальное сопротивление разрушению при раздавливании единичного сырого окатыша должно составлять 45–55 Н, для окатышей меньшего диаметра — 9,5 мм — предельное сопротивление разрушению не должно превышать 9,0 Н.

Таблица 2.16

Материальный баланс процессов окомкования и обжига окатышей

| Компо- нент ших- ты | Ед. из- мере- ния | Всего в ших- те | Содержание соединения в компоненте, кг на 1 т влажной шихты | | | | | | | | | | | | | | | |
|-----------------------------|-------------------------|-----------------------|---|---------|--------------------------------|------------------|--------------------------------|-------|-------|------------------|-------|-------|-------|-------------------|------------------|------------------|---------|-------|
| | | | Fe _{общ} | FeO | Fe ₂ O ₃ | SiO ₂ | Al ₂ O ₃ | MgO | CaO | TiO ₂ | MnO | S | P | Na ₂ O | K ₂ O | H ₂ O | П. п.п. | проч. |
| Концен- трат | кг/т вл. шихты | 925,08 | 545,12 | 224,12 | 529,72 | 70,04 | 0,661 | 2,065 | 1,239 | 0,025 | 1,239 | 0,025 | 0,074 | 0,413 | 1,446 | 88,808 | 5,205 | 0,000 |
| Шламы | кг/т вл. шихты | 58,97 | 33,588 | 7,997 | 39,098 | 4,524 | 0,104 | 0,140 | 0,348 | 0,004 | 0,077 | 0,002 | 0,004 | 0,035 | 0,094 | 5,661 | 0,000 | 0,885 |
| Извест- няк | кг/т вл. шихты | 8,01 | 0,019 | 0,008 | 0,018 | 0,150 | 0,040 | 0,060 | 4,258 | 0,002 | 0,001 | 0,002 | 0,001 | 0,004 | 0,010 | 0,040 | 3,407 | 0,013 |
| Бентонит | кг/т вл. шихты | 5,85 | 0,118 | 0,038 | 0,125 | 3,209 | 0,979 | 0,154 | 0,149 | 0,030 | 0,003 | 0,013 | 0,001 | 0,156 | 0,069 | 0,410 | 0,504 | 0,010 |
| Вода | кг/т вл. шихты | 2,08 | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | 2,081 | — | — |
| Сырые окатыши | кг/т вл. шихты | 1000,00 | 578,85 | 232,16 | 568,96 | 77,92 | 1,783 | 2,42 | 5,995 | 0,060 | 1,320 | 0,042 | 0,081 | 0,609 | 1,619 | 97,0 | 9,115 | 0,908 |
| Убыль/ прирост | % | — | 57,88 | 23,22 | 56,90 | 7,792 | 0,178 | 0,242 | 0,599 | 0,006 | 0,132 | 0,004 | 0,008 | 0,061 | 0,162 | 9,70 | 0,911 | 0,091 |
| | кг/т вл. шихты | —81,25 | — | —221,14 | 246,02 | — | — | — | — | — | — | —20 | —10 | — | — | —100 | —100 | — |
| Обожен- ные ока- тыши | кг/т вл. шихты | 918,75 | 578,85 | 11,03 | 814,98 | 77,92 | 1,783 | 2,419 | 5,995 | 0,060 | 1,320 | 0,034 | 0,073 | 0,609 | 1,619 | 0,0 | 0,0 | 0,908 |
| | % | 100,00 | 63,00 | 1,20 | 88,71 | 8,481 | 0,194 | 0,263 | 0,652 | 0,007 | 0,144 | 0,004 | 0,008 | 0,066 | 0,176 | 0,0 | 0,0 | 0,099 |

Метод на сбрасывание учитывает высоту, которая соответствует реальному расстоянию между нижним уровнем бункера загрузки сырых окатышей на ленту машины и транспортерами, поставляющими сырые окатыши к обжиговой машине. В России на всех фабриках производства окатышей это расстояние составляет 300 мм. Хорошим качеством обладают окатыши, которые выдерживают без разрушения не менее 15 сбрасываний с указанной высоты. В других странах, например в США, подобный показатель оценивается пятью сбрасываниями с высоты 457 мм.

Термическая обработка окатышей на обжиговой конвейерной машине (рис. 2.24), независимо от ее площади, осуществляется в пяти технологических зонах: сушки, нагрева (подогрева), обжига, рекуперации и охлаждения. Выбор площадей конвейера под эти зоны первоначально определяется путем расчета с учетом реализации оптимальных скоростей прогрева окатышей и продолжительности технологических операций в каждой зоне. В процессе эксплуатации машины, параметры тепловых режимов всех зон корректируются при помощи расхода воздуха и технологических газов, а также их температуры. Стрелками на рисунке показаны направления движения теплоносителей.

Для повышения стойкости тележек, перед загрузкой сырых окатышей создают донную (70–100 мм) и бортовую (300–350 мм) постели из обожженных окатышей. Готовые сырые окатыши из отделения грануляции конвейером доставляют на конвейер обжиговой машины. При их загрузке формируется слой 300–600 мм. Окатыши, перемещаясь в зоне сушки, теряют до 80–90 % влаги. В зоне нагрева (подогрева) удаляют из окатышей остатки влаги, что позволяет повысить их температуру до 1000–1100 °С. В технологической высокотемпературной зоне обжига температура достигает 1150–1250 °С, благодаря чему обеспечиваются теплотой процессы твердофазного спекания отдельных частиц в прочный окатыш.

Процесс спекания может также происходить и при незначительном количестве жидкой фазы. Развитие того или иного режима спекания определяется составом газовой фазы, количеством и составом пустой породы. Температурная граница перехода твердофазного в жидкофазное спекание для окисленных окатышей лежит в пределах указанных выше температур. Из зоны обжига окатыши попадают в зону рекуперации. Эта зона предназначена для завершения процесса обжига окатышей на нижних горизонтах слоя. Из зоны рекуперации горячие

окатыши перемещаются в зону охлаждения, где их теплоту передают газообразному теплоносителю — воздуху. Тепловую энергию, необходимую для нагрева и обжига окатышей, получают за счет сжигания газообразного топлива, чаще всего природного газа, а также за счет привлечения для этих целей физического тепла технологических газов и воздуха из зоны охлаждения.

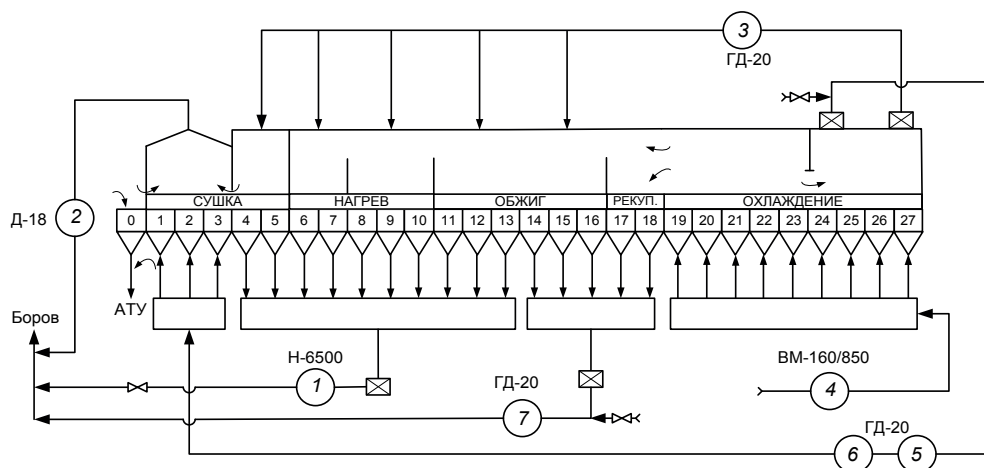


Рис. 2.24. Принципиальная схема организации движения потоков газа на действующей обжиговой конвейерной машине ОК-306:

АТУ — аспирация технологических газов; 1 — дымосос типа Н-6500, отсасывающий газы в боров из зон сушки, нагрева и обжига; 2 — дымосос типа Д-18, отсасывающий газы в боров из колпака зоны сушки; 3 — вентилятор типа ГД-20, обеспечивающий воздухом горение топлива; 4 — вентилятор типа ВМ-160/850, подающий атмосферный воздух в зону охлаждения; 5 — дымосос типа ГД-20 для отбора газа и продува зоны сушки; 6 — дымосос типа ГД-20 для отбора газа для продува зоны сушки; 7 — дымосос типа ГД-20, отсасывающий газы в боров из зон обжига и рекуперации; \square — пылеуловители

Технологические зоны перекрыты сверху специальными секциями горна, что вызвано требованиями технологии производства окатышей и связано с необходимостью создания в каждой секции определенного теплового режима, независимого от соседних секций или зон. Так, зона сушки состоит из двух секций, зона нагрева (подогрева) — из одной секции, зона обжига — от одной до трех секций, зона рекуперации — из одной секции и зона охлаждения — из двух секций (рис. 2.24). В зоне сушки каждая секция реализует процесс удаления влаги, используя газовые потоки с разными характеристиками: в первую секцию зоны сушки воздух поступает снизу вверх из первой сек-

ции зоны охлаждения, а во вторую секцию зоны сушки сверху вниз поступают продукты горения из зоны рекуперации. Значительная часть нагретого воздуха из зоны охлаждения направляется в зоны подогрева, обжига для обеспечения процесса горения природного газа. Меньшая его часть поступает в зону рекуперации, где за счет теплоты горячих окатышей повышается температура этого потока воздуха, теплота которого в дальнейшем используется в зоне сушки.

В зависимости от состава концентрата, при повышенном содержании гематита Fe_2O_3 получают окисленные окатыши, при повышенном содержании магнетита Fe_3O_4 — магнетитовые. Окатыши, для которых при подготовке шихты к нерудной составляющей были добавлены флюсы — карбонаты кальция, магния CaO , MgO , получили название офлюсованных.

Качество обожженных окатышей проявляется через их металлургические свойства: прочность в холодном состоянии, прочность при восстановлении и восстановимость. Эти свойства зависят от химического и гранулометрического состава концентрата, а также от характеристик других компонентов шихты.

Холодную прочность обожженных окатышей оценивают двумя способами:

- по ГОСТ 24765—81 определяют холодную прочность окатышей под сжимающей их нагрузкой. Прочность определяют как среднее из результатов раздавливания не менее чем 20 окатышей размером 12—15 мм. Средняя прочность должна быть более 2 кН/окатыш. Для уменьшения разброса получаемых значений увеличивают в случае необходимости количество окатышей до 100;
- по ГОСТ 15137—77 определяют холодную прочность окатышей, подвергая их испытанию в барабане длиной 500 мм и диаметром 1000 мм с частотой вращения $(25 \pm 1) \text{ мин}^{-1}$. Испытание окатышей на холодную прочность продолжается 8 мин. По ГОСТу выход фракции более 5 мм после испытания должен быть более 95 %, а фракции менее 0,5 мм — менее 4 %.

Горячую прочность обожженных окатышей (прочность окатышей при восстановлении) оценивают также двумя способами:

- первый способ предусматривает в соответствии ГОСТ 19575 приложение ударно-истирающих нагрузок к окатышам в процессе их восстановления. Результат испытаний выражается в доле раз-

рушения окатышей и степени их восстановления. По требованиям ГОСТа, после испытаний выход фракций более 5 мм должен быть более 80 %, а фракции менее 0,5 мм — менее 5 %;

- второй способ связан с измерением газопроницаемости и усадки окатышей под нагрузкой в процессе их восстановления. В соответствии с ГОСТ 21707 масса пробы 300 г из окатышей размером 10–16 мм, образующая слой высотой 60 мм, подвергается нагреву со скоростью 15 °С/мин до 600 °С в атмосфере восстановительного газа. Время испытаний составляет 280 мин. Качество исследуемых обожженных окатышей по выходу фракций более 5 мм должно быть более 80 %, а фракции менее 0,5 мм — менее 5 %.

Восстановимость окатышей — это их способность отдавать с той или иной скоростью кислород оксидов железа газообразному восстановителю. Как технологическая характеристика, она подобна характеристике восстановимости агломерата, методика определения которой описана в п. 2.1.1 этой главы. О восстановимости окатышей судят по результатам анализа зависимостей восстановления образцов во времени при одинаковых условиях их восстановления.

Обжиговые конвейерные машины по эффективности тепловых режимов с точки зрения глубокой утилизации тепловой энергии как технологических газов, так и продукта — окатышей, относят к высокотехнологичным установкам. Подобные машины относительно просты по конструкции, они способны обеспечить высокую производительность, а также получение различных видов окатышей высокого качества из любых концентратов за счет регулирования режимов обжига.

Эксплуатационные расходы обжиговых конвейерных машин пропорциональны величине подсосов (продузов) по газоздушным трактам и определяются расходами электроэнергии на работу тягодутьевых устройств. Эти расходы также зависят от характеристик циркуляционных потоков: их расхода, температуры, состава, которые определяют расход природного газа. На величину эксплуатационных расходов также влияет высокая стоимость тележек, изготавливаемых из жаропрочных чугунов и сталей. Данные особенности технологии обжига и оборудования приводят к повышенным расходам тепла на процесс, которые достигают 860–1250 МДж/т окатышей и выше.

Постоянно сохраняющаяся тенденция к улучшению технико-экономических показателей работы восстановительных агрегатов — доменных печей и агрегатов прямого получения железа, электропечей —

приводит к поиску и исследованию новых подходов к повышению качества железорудных окатышей. Эффект от использования более качественного железорудного сырья обычно выше вложений в реконструкцию обжиговых конвейерных машин. Особенно четко это просматривается при сравнении затрат на улучшение технологий производства окатышей и выгоды за счет экономии кокса в доменной плавке.

В начале внедрения производства окатышей, когда масштабы этого производства были невелики, получили распространение шахтные печи. При их создании был использован многолетний опыт по эксплуатации подобных печей в металлургии. Верхняя часть печи использовалась для сушки, подогрева и обжига окатышей в противотоке. Тепловую энергию для осуществления данных процессов получали за счет сжигания газообразных или жидких видов топлива в примыкающих к шахте печи выносных топках. В нижней части печи обожженные окатыши подвергались охлаждению воздухом в режиме прямотока. Сочетание режимов противотока при нагреве окатышей и прямотока при их охлаждении с последующим использованием нагретого воздуха, отсутствие дымососов обеспечивало высокую энергетическую эффективность процесса. Так, при обжиге магнетитовых окатышей в малых печах расход тепловой энергии не превысил 350 МДж/т, а в больших печах — 500–800 МДж/т окатышей. Несмотря на указанные достоинства производства окатышей в шахтных печах, они не получили широкого распространения из-за низкой производительности и повышенных требований к прочности сырых окатышей.

За рубежом, в частности, в США на фабрике «Гумбольд», на Полтавском ГОКе (Украина), в Швеции, для обжига окатышей используют комбинированный агрегат, который состоит из облегченной конвейерной машины, предназначенной для сушки и подогрева сырых окатышей, и трубчатой вращающейся печи. Температурный режим в печи способен обеспечить более высокие температуры обжига окатышей в сравнении с режимами на ОКМ, расходуя при этом на 1 т обожженных окатышей 650–960 МДж тепловой энергии. Существенные недостатки, связанные с увеличением времени обжига при низком слое окатышей на конвейерной машине, с требованиями повышения прочности подогретых окатышей при их поступлении в трубчатую печь, а также образованием настывей в трубчатой печи из-за нарушений технологии обжига при колебаниях состава шихты, не способствовали широкому распространению этой технологии обжига окатышей.

Все три технологии получения окатышей были опробованы в Швеции. Результаты работы агрегатов, реализовавших указанные технологии, приведены в табл. 2.17. Анализ данных этой таблицы по годовой производительности и по поведению окатышей в доменной печи (по восстановимости и по разбуханию) убедительно показывает преимущества технологии производства окатышей с использованием обжиговых конвейерных машин.

Таблица 2.17

Сравнительные данные работы шведских установок для обжига окатышей

| Показатель | Обжиговая конвейерная машина | Шахтная печь | Комбинированный агрегат |
|---|------------------------------|--------------|-------------------------|
| Производительность, млн т/г. | 1,73 | 0,38 | 0,6 |
| Рабочее время (фактическое), ч/г. | 6409 | 66280 | 2586 |
| Расход жидкого топлива, л/т окат. | 20 | 19 | 10 |
| Расход электроэнергии, кВт/т окат. | 27 | 30 | 22 |
| Расход бентонита, кг/т окат. | 7 | 8 | 9 |
| Качество полученных окатышей | | | |
| Содержание, %: | | | |
| Fe | 64,7 | 66,0 | 64,6 |
| SiO ₂ | 4,3 | 3,0 | 4,6 |
| Выход фракции > 0,6 мм (прочность на истираемость), % | 94 | 95 | 98 |
| Пористость, % | 28 | 24 | 25 |
| Восстановимость (скорость отнятия кислорода при 900 °С, % O ₂ /мин | 0,55 | 0,28 | 0,45 |
| Разбухание, % | 14,5 | 26 | 20 |

Способы производства обожженных окатышей в шахтных печах и в других агрегатах из-за особенностей, реализованных в них технологий обжига, отмеченных выше, не смогли составить конкуренцию технологии, созданной на базе обжиговых конвейерных машин.

2.2.2. Закономерности тепломассообменных процессов технологии производства окатышей

Процесс обжига окатышей включает множество сопутствующих явлений. В зависимости от их учета возможны самые разные способы математического описания этого процесса.

При изучении особенностей тепломассообменных явлений в технологиях производства окатышей чаще всего используют разработанную в НПВП «ТОРЭКС» математическую модель, адаптированную и реализованную в России и за рубежом применительно к условиям действующих и проектируемых горно-обогатительных комбинатов. Универсальность этой модели заключается в учете многообразия технологических факторов для различных тепловых схем машины, работа которых связана как с видом железорудного сырья по степени окисленности концентрата, характеристикам шихтовых добавок, так и с видом используемого топлива (газообразное, жидкое, твердое). Математическая модель создана с учетом особенностей развития физико-химических процессов для получения офлюсованных окатышей с заданной степенью основности. Такая модель используется для анализа и совершенствования тепловых режимов действующих обжиговых машин, а также для решения задач, направленных на улучшение конструкций либо при разработке новых обжиговых машин, либо при реконструкции действующих. При этом главным ориентиром в этой работе является минимизация расходов энергоресурсов при заданных параметрах работы обжиговой машины — производительности и качестве получаемого продукта — окатышей.

Принципиальное отличие представленной ниже математической модели от ранее разработанных и используемых, которые рассматривали только теплообмен в слое («слоевая задача») и (или) отдельные технологические зоны машины, заключается в том, что в математической модели НПВП «ТОРЭКС» представлена не только более последовательно «слоевая задача», но и условия работы обжиговой машины в целом с учетом связи различных ее зон через рециркуляцию газовоздушных потоков и утилизацию тепла из зон охлаждения с выходом на распределение расхода топлива по длине машины.

В модели слоя учитываются процессы тепло- и массообмена между газом и слоем шихты в перекрестном токе, а именно: процессы испарения и конденсации влаги, разложения известняка и других карбонатов, горения углерода, окисления кислородом газа магнетита, диссоциация гематита, а также формирование расплавов в окатышах и их затвердевание. Теплообмен между газом и слоем окатышей описывается в приближении нагрева или охлаждения единичного окатыша как термически тонкого тела с учетом коэффициента массивности. При этом учитываются зависимости теплоемкости окатыша от темпера-

туры, мощность тепловых источников и стоков теплоты в материале и газе, появляющиеся при фазовых превращениях, химических реакциях и переносах массы от газа к материалу (или обратно) в результате явлений испарения влаги. Тепловой эффект процесса плавления определяется с помощью механизма эффективной теплоемкости.

В сравнении с предшествующими математическими моделями, описывающими процессы получения окатышей, представляемая ниже математическая модель во многом усовершенствована и дополнительно модифицирована. В ней учтены возможности применения как природного газа, так и мазута, возможности выделения в газовую фазу свободной влаги при большом потенциале конденсации и ограниченной пористости материала. В модели также описаны процессы упрочнения окатышей, основанные на общих физических представлениях и экспериментальных данных, полученных при длительном нагреве и выдержке магнетитовых окатышей при различных температурах. При этом в ней отражено влияние скорости последующего охлаждения на формирование конечной холодной прочности окатышей с учетом напряженного состояния их структуры. В модели также рассмотрена задача о десульфурации окатышей на основе обработки имеющихся данных о поведении серы при обжиге окатышей, содержащих пирит и пирротин.

В математической модели использованы следующие основные уравнения и соотношения:

- баланс тепла для материала слоя

$$\rho_{\text{м.с}} \cdot c_{\text{м.вл}} \frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\alpha_v}{m_1} (T - t) + Q_{\text{м.с}};$$

где $\rho_{\text{м.с}}$ — насыпная плотность сухой части шихты, кг/м³;

$c_{\text{м.вл}}$ — теплоемкость влажного материала, кДж/(кг·К);

T, t — температуры газа и материала, °С;

τ — время, с;

α_v — объемный коэффициент теплоотдачи в слое, кВт/(м³·К),

$\alpha_v = \alpha_F f$. Здесь α_F — поверхностный коэффициент теплоотдачи в слое, кВт/(м²·К), $\alpha_F = f(T, w_r, R)$; f — удельная поверхность материала в слое, м²/м³; R — радиус сферического окатыша, м;

m_1 — коэффициент массивности,

$$m_1 = 1 + \frac{\alpha_F R}{5\lambda_{\text{м}}}.$$

Здесь λ_m — коэффициент теплопроводности материала окатышей, кВт/(м·К);

$Q_{m.c}$ — алгебраическая сумма всех источников (стоков) тепла в результате рассматриваемых в модели химических реакций и испарения (конденсации) влаги, кВт/м³;

- баланс тепла для газовой среды, проходящей через слой,

$$-w_{\Gamma}c_{\Gamma}\rho_{\Gamma} \cdot \partial T/\partial y = (\alpha_v/m_l)(T - t) - Q_{\Gamma c},$$

где w_{Γ} — скорость газа, фильтрующегося через слой, м/с;

c_{Γ} — теплоемкость газа, кДж/(м³·К);

ρ_{Γ} — плотность газа, г/см³;

y — координата по высоте слоя, м, (газ движется в положительном направлении);

$Q_{\Gamma c}$ — суммарное полученное (отданное) тепло газом за счет массовых потоков от материала в газ (или обратно), кВт/м³.

Все химические источники (стоки) тепла отнесены к материалу, т. е. предполагается, что все реакции (в т. ч. испарение) реализуются в материале.

В модели газ представлен смесью из пяти элементарных газов (O₂, CO₂, N₂, H₂O, SO₂) и отдельно выделяемой из материала влаги.

$$\rho_{\Gamma} = \sum_{i=1}^5 \rho_{\Gamma,i} c_i;$$

$$\rho_{\Gamma} c_{\Gamma} = \sum_{i=1}^5 \rho_{\Gamma,i} c_i c_{\Gamma,i}(T);$$

$$\sum_{i=1}^5 c_i = 1;$$

$$c_{m,вл} = c_{m,c}(t) + B_{ш} c_{вл} T,$$

где ρ_{Γ} — плотность смеси газов, г/см³;

$\rho_{\Gamma,i}$ — плотность i -го элементарного газа, г/см³;

c_i — объемная концентрация i -го элементарного газа в газовой смеси, доли;

$c_{\Gamma,i}(T)$ — теплоемкость i -го элементарного газа в зависимости от температуры (термодинамическая величина), кДж/(м³·К);

$c_{m,вл}$ — теплоемкость влажных окатышей;

$c_{м.с}(t)$ — теплоемкость сухих окатышей в зависимости от температуры, кДж/(кг·К);

$B_{ш}$ — влажность окатышей на сухой материал, %;

$c_{вл}$ — теплоемкость влаги, кДж/(кг·К).

Локальные скорости газовой среды и ее состав определяются из уравнения сохранения массы вещества для всех элементарных газов ($i = 1...5$)

$$\frac{d\rho_i^*}{d\tau} = -\text{div}(\rho_i^* \cdot w_{г.и}) + I_i,$$

где ρ_i^* — масса i -го газа на единицу объема смеси, кг/м³;

$w_{г.и}$ — скорость i -го газа, м/с;

I_i — источник (сток) вещества i -го газа вследствие химических реакций, кг/(м³·с).

В рассматриваемом стационарном случае $\frac{\partial \rho_i^*}{\partial \tau} = 0$; $\rho_i^* = \rho_{г.и} C_i$; $\rho_i^* = \text{const}$, а скорость газовой $w_{г.с}$ смеси принимают $w_{г.с} = w_{г.и}$. В таком случае

$$\rho_i^* \frac{d}{dy} (C_i w_{г.с}) = I_i. \quad (2.24)$$

Все источники массы I_i ($i = 1...5$) обычно известны из результатов расчетов кинетики химических реакций. Поэтому из уравнения (2.24) можно определить новые скорости газа w_i и концентрации c_i .

При расчете расхода топлива рассматривается расчетный участок по длине горна, соответствующий длине вакуум-камеры. Тепловой баланс такого участка

$$(Q_{н}^p + V_{вх} H_{вх} + V_{вг} H_{вг}) \mu_o + Q_{пер} = V_{п.г} H_{п.г},$$

где $Q_{н}^p$ — теплота сгорания топлива, кДж/кг;

b — расход топлива, м³/ч;

$V_{вх}$ и $H_{вх}$ — расход и теплосодержание воздуха горения (холодного) соответственно, м³/ч и кДж/м³;

$V_{вг}$ и $H_{вг}$ — расход и теплосодержание воздуха разбавления (горячего), м³/ч и кДж/м³;

μ_o — пирометрический коэффициент данного участка;

$Q_{пер}$ — количество тепла в перетоке из соседнего расчетного участка, кДж/кг, $Q_{пер} = V_{пер} H_{пер}$. Здесь $V_{пер}$ — расход газа в перетоке, м³/ч;

$H_{\text{пер}}$ — теплосодержание газа, кДж/м³;

$V_{\text{п.г}}$ и $H_{\text{п.г}}$ — расход и теплосодержание газа в слое (на 1 м ширины машины), м³/ч, $V_{\text{п.г}} = w_{\text{г}} \cdot l$. Здесь l — длина участка, м.

Материальный баланс

$$b + V_{\text{вх}} + V_{\text{вг}} + V_{\text{пер}} = V_{\text{пг}}.$$

Переток теплоты необходим, чтобы обеспечить заданную температуру под горном. Для неотапливаемых участков

$$b = 0; V_{\text{пер}} \geq 0.$$

Для отапливаемых участков $V_{\text{пер}} \geq 0$ добавляется условие горения

$$V_{\text{вх}} = ba_{\text{вг}} V_{\text{трв}},$$

где $a_{\text{вг}}$ — коэффициент избытка воздуха горения;

$V_{\text{трв}}$ — теоретический расход воздуха горения, м³/ч.

Для определения расхода топлива задается распределение избытка воздуха $a_{\text{вг}}$ по длине горна и учитывается количество горячего воздуха разбавления, идущего через переточный коллектор из зон охлаждения.

В соответствии с условиями работы машины при установившемся режиме, когда давление в горне автоматически поддерживается за счет регулирования количества воздуха, подаваемого в первую зону охлаждения, вычислительный алгоритм модели автоматически поддерживает баланс взаимосвязанных потоков теплоносителя через слой в первой зоне охлаждения и в тех зонах, куда поступает нагретый воздух. При этом в неотапливаемых зонах горна температура теплоносителя над слоем не может превышать температуру переточного воздуха в соответствующей зоне.

Входными данными модели служат: условия работы конвейерной ленты, высота слоя, геометрические, физические и физико-химические характеристики сырых окатышей и окатышей постели, температура слоя на входе, температура и скорость газовой фазы на входе в слой по всей длине машины, характеристики прочности окатышей, некоторые характеристики переточных устройств, характеристика и условия сжигания топлива.

В результате использования модели рассчитываются по высоте слоя и длине машины (в частности, на выходе) все характеристики окатышей и газового потока. Оценке подлежит температура материала

и газа, плотность сухой части шихты, влажность материала и количество свободной влаги в газе, степень разложения известняка, содержание в окатышах магнетита и гематита, степень оплавления материала. Определяются также скорость газа на выходе из слоя, составы газовой фазы на входе в слой и на выходе, прочность окатышей, расход и распределение по длине машины топлива, воздуха горения и воздуха разбавления, в частности, необходимость, наличие и величина перетоков теплоносителя по длине горна. Тем самым данная модель позволяет анализировать в совокупности теплотехнические (расход топлива и степень прогрева слоя) и технологические (состав и прочность окатышей) параметры работы конвейерной машины, а также, при наличии характеристик газа на выходе из слоя (в коллекторах), помогает в выборе тягодутьевых средств.

В ряде случаев необходимо более подробное описание отдельных явлений и сопутствующих процессов. В таком случае прибегают к составлению дополнительных уравнений. Пример таких уравнений описан ниже.

Математическая модель сушки слоя окатышей на обжиговой конвейерной машине. Физическая постановка задачи сушки слоя окатышей представляется в следующем. На тележки обжиговой конвейерной машины загружаются сырые окатыши, полученные в результате окомкования тонкоизмельченного железорудного концентрата. Окатыши имеют диаметр $d_{\text{ср}}$, начальные влажность $B_{\text{шо}}$ и температуру t_0 . На обжиговых тележках формируется слой окатышей высотой H с порозностью ϵ , который перемещается вдоль обжиговой машины, последовательно проходя ее технологические зоны, начиная с зоны сушки 1 (см. рис. 2.24). Сушильным агентом служит нагретый воздух, получаемый в зависимости от тепловой схемы машины из зон обжига, рекуперации или охлаждения и имеющий определенную плотность ρ_r . Этот газ — теплоноситель с температурой T и влагосодержанием B_r , продувается сквозь слой со скоростью фильтрации w_r .

Обмен теплом и влагой между газом и окатышами на обжиговой машине происходит в условиях перекрестного тока теплоносителя в перпендикулярном направлении к материалу, что позволяет рассматривать слой окатышей как неподвижный.

В процессе нагрева сырых окатышей, с их поверхности происходит испарение влаги, которая насыщает теплоноситель. В результате этого расход теплоносителя в элементарном расчетном участке (рис. 2.25)

будет изменяться от $V_{г. вх}$ до $V_{г. вых}$. В следующем горизонте слоя с более низкой температурой создаются условия для конденсации пара, которая происходит на поверхности окатышей.

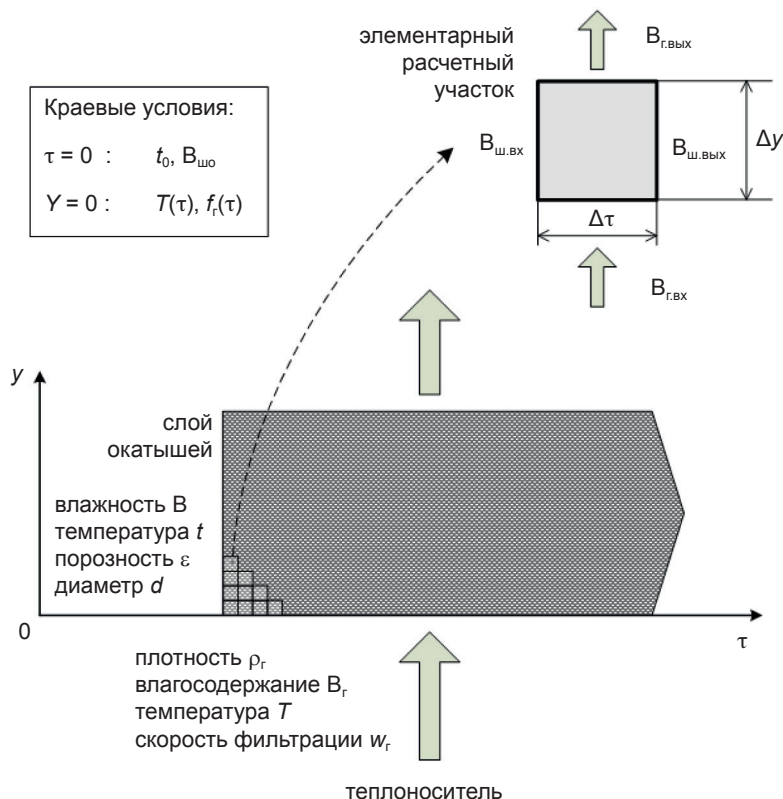


Рис. 2.25. Физическая модель сушки слоя окатышей, алгоритм конечно-разностной аппроксимации, краевые условия

Таким образом, влажность материала изменяется в ту или иную сторону в зависимости от температуры и влагосодержания газа. Скорость испарения или конденсации определяется разностью текущего влагосодержания газа и насыщенного газа при температуре поверхности окатышей.

При конденсации выделяется тепло, которое суммируется с физическим теплом, передаваемым от газа к материалу конвекцией.

Краевые условия, представленные на рис. 2.25, отражают:

- начальную температуру материала t_0 и его начальную влажность $V_{л.ш.о}$;

- температуру теплоносителя T , его влагосодержание V_g , зависящие от координаты (времени) по ходу перемещения материала на обжиговой машине.

Для сравнительного анализа влияния параметров теплоносителя и слоя на величину зоны переувлажнения были введены представленные ниже характеристики:

- суммарное переувлажнение слоя $V_{л.ш.п}$, физический смысл которого следует из его размерности ($\% \cdot \text{м} \cdot \text{мин}$), т. е. это произведение величины переувлажнения ($\% \text{ абс.}$) на текущую высоту переувлажненного слоя (м), проинтегрированное по времени на всей длине зоны переувлажнения окатышей; характеризует общую (интегральную) величину зоны переувлажнения в слое окатышей;
- опасное переувлажнение слоя $V_{л.ш.оп}$, рассчитываемое аналогично суммарному, но не по всей высоте слоя, а на заданном участке, и не во всем диапазоне переувлажнения, а в области, близкой к предельному насыщению окатышей; представляет долю материала, подверженного разрушительному воздействию от переувлажнения.

В соответствии с имеющимися литературными данными принято, что область наиболее опасного переувлажнения $V_{л.ш.оп}$ определяется соотношением, в котором величина $V_{л.ш.пред}$ характеризует предельное переувлажнение окатышей,

$$(V_{л.ш.пред} - V_{л.ш.оп}) / (V_{л.ш.пред} - V_{л.ш.о}) = 1/3.$$

Математическая формулировка задачи сушки слоя в перекрестном токе в приближении термически «тонкого» материала применительно к сушке окатышей включает:

- материальный баланс переноса влаги при испарении (конденсации) в термически тонких окатышах

$$-\rho_{м,с} \frac{\partial V_{л.ш}}{\partial \tau} = \rho_{г,с} w_g \frac{\partial V_g}{\partial y},$$

где $V_{л.ш}$ — влажность материала, $\% \text{ мас.}$;

τ — время, мин;

w_g — скорость фильтрации, м/с;

- механизм испарения влаги

$$\rho_{г,с} w_{г} \frac{\partial V_{г}}{\partial y} = \frac{f g_{м} (B_{гн} - B_{г})}{1 - B_{г}},$$

где y — координата по высоте слоя от границы слой—постель, мм;

$B_{г}$ — влагосодержание газа, кг_{воды}/кг_{сухого газа};

$B_{гн}$ — влагосодержание газа при насыщении, кг_{воды}/кг_{сухого газа};

Коэффициент влагообмена при испарении влаги в слое $g_{м}$, кг/(м²·ч), определялся по формулам Сполдинга.

Для определения влагосодержания газа при насыщении $B_{гн}$ была использована формула, уточненная Ю. А. Фроловым,

$$B_{гн} = f(t) = \frac{0,622 A(t)}{760 - A(t)}, \quad (2.25)$$

где f — удельная поверхность окатышей в единице объема слоя, м²/м³;

$$A(t) = 10^{0,6608 + \frac{7,5t}{238+t}}$$

При $B_{г} < B_{гн}$ происходит испарение, поток влаги направлен в газ, $Q_{м} < 0$ (затраты тепла), $Q_{г} > 0$. При $B_{г} > B_{гн}$ происходит конденсация, поток влаги направлен от газа, $Q_{м} > 0$, $Q_{г} < 0$;

- тепловой баланс материала

$$c_{м,с} \rho_{м,с} \frac{\partial t}{\partial \tau} = \alpha_{\nu} (T - t) + q_{м}, \quad (2.26)$$

где $q_{м}$ — коэффициент массообмена, кг/м³;

- тепловой баланс газа

$$-c_{г} w_{г} \frac{dT}{dy} = \alpha_{\nu} (T - t) - q_{г}. \quad (2.27)$$

где $c_{м,с}$ — теплоемкость, кДж/(кг·К);

α_{ν} — коэффициент теплообмена объемный, кВт/(м³·К);

T — температура теплоносителя, К;

t — температура материала, К;

$q_{г}$ — источники теплоты, кВт/м³;

индексы: г — газ, с — сухой; н — насыщение.

В алгоритме численного решения используется конечно-разностная аппроксимация, в которой величины расчетного участка по времени $d\tau$ и высоте dy (см. рис. 2.25) определяются методом последовательных приближений с учетом устойчивости решения задачи исходя из требуемой точности результатов расчетов.

Алгоритм расчета предусматривает определение влагосодержания газа $B_{г.вых}$ и влажности материала $B_{ш.вых}$ на выходе из расчетного участка и всех материальных потоков. По потокам массы влаги и известной теплоте испарения производится расчет q_m , величина q_g соответствует энтальпии, переносимой потоком газа.

Определение полей температуры материала и газа $t_{вых}$ и $T_{вых}$ производится с использованием выражений (2.25) и (2.26). Таким образом, можно найти все основные теплофизические характеристики процесса.

В отличие от процессов в агломерационном слое, в слое окатышей процесс сушки осложняется фактором сильного переувлажнения окатышей в период конденсации и появления свободной влаги. Переувлажнение (превышение влажности над исходным значением) и свободная влага в слое уменьшают прочность окатышей, а наличие свободной влаги, кроме того, влияет на массообменные и тепловые характеристики процесса.

Строгое математическое описание кинетики переноса свободной влаги в виде капель или пленки на поверхности окатышей в слое возможно, но чрезвычайно усложняет задачу. Для обеспечения возможности инженерного анализа этого сложного явления сотрудниками «ТОРЭКС» была предложена физическая картина этого процесса при следующих допущениях.

- При конденсации влаги окатыш может принимать ее из газа до определенного предела влажности $B_{л.ш.пред}$ в соответствии с пористостью окатыша ε_o (т. е. всегда $B_{л.ш} \leq B_{л.ш.пред}$),

$$B_{л.ш.пред} = (1000 \varepsilon_o) / \rho_{ш.с}.$$

Остальной конденсат представляет собой свободную влагу;

- на основании результатов экспериментов, для учета кинетики процесса переувлажнения, введен коэффициент торможения переувлажнения A_K , который представляет собой долю потока конденсата из газа, поступающего в окатыш. Остальная часть потока конденсата $(1 - A_K)$ добавляется к свободной влаге ($0 \leq A_K \leq 1$). При испарении, когда $B_{л.ш} \leq B_{л.ш.н}$ ($B_{л.ш.н}$ — начальная влажность), $A_K = 1$. При конденсации, когда $B_{л.ш} > B_{л.ш.н}$, для A_K предложена следующая зависимость:

$$A_K = 1 - [(B_{л.ш} - B_{л.ш.н}) / (B_{л.ш.пред} - B_{л.ш.н})]^n C,$$

где n и C — безразмерные константы математической модели.

Следовательно, из-за ограниченной пористости окатышей и при $A_k < 1$ возможно появление на расчетном участке свободной влаги. За счет гравитационных сил при прососе или за счет подъемных сил газового потока при продуве теплоносителя, образующаяся свободная влага переносится по высоте слоя;

- введен коэффициент усвоения свободной влаги окатышами $k_{св}$, определяющий собой долю имеющейся к данному горизонту слоя свободной влаги, которая может быть адсорбирована окатышем (с учетом его $B_{л. ш. пред}$);
- учтено, что небольшая часть капельной влаги может остаться в газе, для чего введен коэффициент сохранения капельной влаги D . Это приведет к тому, что соответствующее данному количеству влаги тепло конденсации Q_k повысит энтальпию газа на величину $Q_{г. D} = Q_k D$, тогда энтальпия окатыша изменится на величину $Q_{ок} = Q_k (1 - D)$.

Описанная физическая картина процесса может быть представлена в математической форме:

- поток влаги из газа $G_{г}$ при конденсации

$$G_{г} = \rho_{г.с} w_{г} (B_{г. вых} - B_{г. вх}) < 0;$$

- поток влаги в окатыш $G_{ок}$

$$G_{ок} = [(\rho_{ш.с} \cdot \Delta y (B_{л. ш. вых} - B_{л. ш. вх}) / \Delta \tau] < 0 \quad (B_{л. ш. вх} < B_{л. ш. н}, G_{ок} > 0);$$

- образование свободной влаги $G_{св}$

$$G_{св} = G_{г} - G_{ок} > 0;$$

- полное тепло конденсации

$$Q_k = \frac{G_{г} Q_{исп}}{\Delta y} > 0 \quad (Q_{исп} < 0),$$

где $Q_{исп}$ — теплота испарения, кДж/кг воды.

Потери газом энтальпии за счет тепла потока массы влаги в окатыш $Q_{г.ок}$

$$Q_{г.ок} = \frac{G_{ок} [c_{вл}^T T - c_{вл}' t]}{\Delta y} < 0.$$

Энтальпия образовавшейся свободной влаги при условии, что температура образовавшейся свободной влаги равна температуре окатыша $Q_{св}$,

$$Q_{\text{св}} = \frac{G_{\text{св}} t_{\text{вл}}}{\Delta y} > 0.$$

Изменение энтальпии газа за счет потока массы свободной влаги $Q_{\text{г. св}}$

$$Q_{\text{г. св}} = \frac{-G_{\text{св}} (c_{\text{вл}}^T T - c_{\text{вл}}^t t)}{\Delta y} < 0,$$

где $c_{\text{вл}}^T$ — теплоемкость водяного пара при соответствующей температуре.

Расход свободной влаги суммируют по направлению

$$G_{\text{св}}^{\Sigma} = \sum_{j=1}^{i-1} G_{\text{св}, j}.$$

Аналогично подвергается расчету и энтальпия свободной влаги к данному горизонту $Q_{\text{св}}^{\Sigma}$.

С учетом развития процесса усвоения свободной влаги, в окатыш поступит влага $G_{\text{ок}} D \leq G_{\text{св}}^{\Sigma} k_{\text{св}}$ (с учетом $B_{\text{л. ш. вых}} < B_{\text{л. ш. н}}$), при этом ее энтальпия $H_{\text{ок. св}}$ составит

$$H_{\text{ок. св}} = \frac{Q_{\text{св}}^{\Sigma} G_{\text{ок}} D}{G_{\text{св}}^{\Sigma}}.$$

Расход и энтальпия суммарной свободной влаги соответственно уменьшаются.

Таким образом, влажность материала на выходе из расчетного участка $B_{\text{л. ш. вых}}$ определяется с учетом переноса свободной влаги.

Использование полученных данных позволяет дополнить уравнения теплового баланса (2.26) и (2.27) для условий сушки окатышей. В итоге

$$Q_{\text{ш}} = Q_{\text{ок}} + H_{\text{ок. св}}; \quad (2.28)$$

$$Q_{\text{г}} = Q_{\text{г. ок}} + Q_{\text{г. св}} + Q_{\text{г. D}}. \quad (2.29)$$

Совместное решение уравнений (2.28) и (2.29) позволяет определить значения $t_{\text{вых}}$ и $T_{\text{вых}}$.

Константы n , B_1 , D , $k_{\text{св}}$, принятые для описания предложенных допущений, определяются в процессе адаптации модели к условиям физической задачи.

Представленная математическая модель сушки и переувлажнения слоя окатышей была проверена по фактическим параметрам работы действующих обжиговых машин и результатам инструментальных измерений состояния слоя на ряде отечественных фабрик окомкова-

ния. Проверка показала сходимость результатов расчетов и экспериментальных измерений до 3 %.

Математическая модель процесса обжига рудоугольных окатышей на конвейерной машине. Как показано выше, математическое моделирование находит широкое применение при анализе и совершенствовании процессов агломерации и обжига железорудных окатышей на обжиговых машинах. При этом физико-химические превращения, протекающие в слое, учитываются косвенно через кажущиеся теплоемкости. В то же время разработка новых технологий процесса обжига и новых конструкций агрегатов для получения железорудного сырья требует более подробного анализа закономерностей развития фазовых и химических процессов в обрабатываемом материале. В наибольшей степени эти потребности проявляются при изучении влияния технологических и теплотехнических факторов на процессы восстановления железосодержащих компонентов шихты (процессы металлизации), при обжиге офлюсованных рудоугольных окатышей.

Все многообразие процессов, протекающих при обжиге таких окатышей, учесть трудно (практически невозможно). Однако в этом нет необходимости, поскольку математическая модель процесса обжига сохраняет наиболее существенные свойства реального объекта и передает их в математической форме. Поэтому в математической модели процесса обжига целесообразно учитывать лишь те процессы, параметры которых можно проверить экспериментально, а именно: процессы сушки окатышей, окисления и восстановления рудных составляющих шихты, диссоциации известняка, взаимодействия углерода топлива окатышей с компонентами газовой фазы, с CO_2 , образующегося при диссоциации известняка и т. п. Все процессы, явления, не включенные в модель, будут влиять на результаты расчетов через параметры адаптации модели.

Если считать, что все физико-химические процессы протекают в объеме окатышей, каждый из которых представляет собой сферическую частицу, состоящую из равномерно распределенных гранул руды, известняка и топлива, то можно записать следующую систему уравнений.

Уравнение баланса тепла газов:

$$\begin{aligned} -G_{c.r.}[(c_{c.r.} + c_p B_r + c_{вл} u \eta (l - l_o)) \frac{\partial T}{\partial y} + c_p (T - t) \frac{\partial B_r}{\partial y}] = \\ = \frac{\alpha_F}{m'} f (T - t) - Q_{исп} \frac{D_{op}}{\partial y} (l - l_o), \end{aligned}$$

где $G_{с.г}$ — массовая скорость сухого газа, кг/(м²·с);
 $c_{с.г}$ — теплоемкость сухого газа, Дж/(кг·К);
 $c_{п}$ — теплоемкость водяного пара, Дж/(кг·К);
 $c_{вл}$ — теплоемкость влаги, Дж/(кг·К);
 u — содержание воды в водовоздушной смеси, г/м³;
 $\eta(l - l_0)$ — функция Кронекера,
 $\eta(l - l_0) = 0$ при $l < l_0$;
 $\eta(l - l_0) = 1$ при $l = l_0$ или $l \geq l_0$;
 l_0 — координата начала зоны охлаждения, м;
 u и l — координаты по высоте (по ходу газа) и по длине слоя, м;
 T — температура газа, °С;
 t — температура материала, °С;
 B_r — влагосодержание газа, г (воды)/кг (сухого газа);
 α_F — коэффициент теплоотдачи от газа к окатышам, Вт/(кг·К);
 m' — коэффициент массивности, $m' = 1 + Bi_{ок}/5 = 1 + \alpha_F r_k / (5\lambda_{ок})$.
Здесь r_k — эквивалентный по поверхности радиус окатыша, м;
 $\lambda_{ок}$ — коэффициент теплопроводности окатышей, Вт/(м·К);
 f — удельная поверхность (средняя) окатышей, м²/м³;
 $Q_{исп}$ — тепловой эффект испарения воды, кДж/кг;
 $D_{оп}$ — плотность орошения в зоне охлаждения, м³/(м²·с).

Массовую скорость сухого газа $G_{с.г}$ можно представить в виде произведения $G_{с.г} = \rho_{с.г} w_r$, причем плотность сухого газа $\rho_{с.г}$, кг/м³, является аддитивной функцией его состава, а скорость фильтрации w_r , м/с, зависит от температуры и давления газа.

Уравнение теплообмена

$$\frac{G_M}{3,6 H_{сл} \cdot B_T} (c_M + c_{вл} B_{л.ок}) \frac{\partial t}{\partial l} = \frac{\alpha_F}{m'} F_M (T - t) + \frac{G_M Q_{исп}}{3,6 H_{сл} B_T} \frac{\partial B_{л.ок}}{\partial l} + \lambda_{эф} \frac{d^2 t}{y^2} + \sum q_i i_i,$$

где G_M — производительность машины по сухой шихте, т/ч;
 $H_{сл}$ — высота слоя, м;
 B_T — ширина слоя (тележки), м;
 c_M — теплоемкость материала, Дж/(кг·К);
 $c_{вл}$ — теплоемкость влаги, Дж/(кг·К);
 $B_{л.ок}$ — влажность окатышей, %;
 l и y — координаты по длине и высоте (по ходу газа) слоя, м;

α_F — коэффициент теплоотдачи от газа к окатышам, Вт/(кг·К);
 m' — коэффициент массивности, $m' = 1 + \text{Bi}_{\text{ок}}/5 = 1 + \alpha_F r_k / (5\lambda_{\text{ок}})$.
 Здесь r_k — эквивалентный по поверхности радиус окатыша, м; $\lambda_{\text{ок}}$ — коэффициент теплопроводности окатышей, Вт/(м·К);
 F_m — удельная поверхность (средняя) окатышей, м²/м³;
 $Q_{\text{исп}}$ — тепловой эффект испарения воды, Дж/кг;
 $\lambda_{\text{эф}}$ — коэффициент эффективной теплопроводности слоя, Вт/(м·К);
 q_i — тепловой эффект i -го химического процесса, кДж/моль;
 i_i — интенсивность протекания i -го химического процесса: в твердых или жидких средах — [кг/(м³·с)]; в газообразных средах — [м³/(м³·с)].

Изменение давления газа по высоте слоя

$$\partial p_{\Gamma} / \partial y = -\zeta_{\text{сл}} \rho_{\Gamma} w_{\Gamma}^2 / (4r_k), \quad (2.30)$$

где p_{Γ} — давление газа, кгс/см²;

y — высота слоя, м;

$\zeta_{\text{сл}}$ — коэффициент сопротивления слоя,

$\zeta_{\text{сл}} = (3300/\text{Re}_{\text{сл}}) + 16$. Здесь $\text{Re}_{\text{сл}} = \rho_{\Gamma} w_{\Gamma} d_{\text{ок}} / \mu_{\Gamma}$, где w_{Γ} — скорость газа, м/с; $d_{\text{ок}}$ — диаметр окатыша, м; μ_{Γ} — коэффициент динамической вязкости газа, кг/(м·с);

r_k — эквивалентный по поверхности радиус окатыша, м;

$$\rho_{\Gamma} = \frac{\rho_{\text{с.г}} + \rho_{\text{п}} B_{\Gamma} + \rho_{\text{вл}} u \eta (l - l_0)}{1 + B_{\Gamma} + u \eta (l - l_0)}. \quad (2.31)$$

Здесь $\rho_{\text{с.г}}$ — плотность сухого газа, кг/м³; $\rho_{\text{п}}$ — плотность водяного пара, кг/м³; $\rho_{\text{вл}}$ — плотность влаги, кг/м³.

В зависимости от физического смысла граничных условий под p_{Γ} в уравнениях (2.30) и (2.31) понимают либо абсолютное, либо избыточное давление.

Уравнение влагообмена

$$\frac{G_m}{3,6 H_{\text{сл}} B_{\Gamma}} \frac{\partial B_{\text{л.ок}}}{\partial l} = \frac{\beta_l}{m_m} F_m \frac{B_{\Gamma, \text{пов}} - B_{\Gamma}}{1 - B_{\Gamma}},$$

где G_m — производительность машины по сухой шихте, т/ч;

$H_{\text{сл}}$ — высота слоя, м;

B_{Γ} — ширина слоя (тележки), м;

$B_{л.ок}$ — влажность окатышей, %;

l — координата по длине слоя, м;

β_1 — коэффициент массообмена от окатышей к газу;

m_m — коэффициент массивности при массообмене,

$m_m = 1 + \beta_1 d_{ок} / (10 \lambda_m)$. Здесь λ_m — коэффициент теплопроводности окатыша;

F_m — удельная поверхность (средняя) окатышей, m^2/m^3 ;

$B_{г.пов}$ — влагосодержание газа на поверхности окатышей, %;

B_g — влагосодержание газа, %.

Величина λ_m должна быть связана с коэффициентом диффузии влаги в порах окатыша. Однако более удобным является ее подбор путем совмещения экспериментальных и расчетных кривых изменения влажности окатыша при сушке в неподвижном слое. Иными словами, этот коэффициент является коэффициентом адаптации математической модели обжиговой машины в зоне сушки.

Вследствие сложности математической модели процесса обжига рудодугольных окатышей, представляется целесообразным использовать для описания отдельных физико-химических явлений наиболее простые и наглядные представления. Так, например, можно предположить, что влагосодержание газа на поверхности окатышей равно влагосодержанию, соответствующему насыщению $B_{г.н}$, причем величина $B_{г.н}$ определяется в соответствии с рекомендациями работы А. В. Лыкова («Теория теплопроводности». М., 1967). Коэффициент массообмена β_1 , характеризующий интенсивность сушки, рассчитывается по критериальным соотношениям, предложенным в работах сотрудников НПВП «ТОРЭКС» Б. А. Боковикова, В. В. Брагина, С. Н. Евстюгина, А. А. Солодухина и др. («Теплофизические закономерности термообработки железорудных окатышей на конвейерной машине. Математическое моделирование». Екатеринбург, 2013).

Уравнение влагосодержания по высоте слоя (уравнение баланса влаги)

$$-G_{с.г} \frac{\partial B_g}{\partial y} = \frac{G_m}{3,6 H_{сл} B_T} \frac{\partial B_{л.ок}}{\partial l} + \frac{\partial G_{и}}{\partial y} \eta (l - l_0).$$

Уравнение баланса массы сухих газов

$$\frac{\partial G_{с.г}}{\partial y} = \sum_{i=1}^n f_i,$$

где $G_{с.г}$ — массовая скорость сухого газа, $кг/(м^2 \cdot с)$;

f_i — массовый расход i -го компонента газа, кг/(м²·с), $f_i = \rho_i c_i$. Здесь ρ_i — плотность i -го элементарного газа, кг/м³; c_i — объемная концентрация i -го элементарного газа в газовой смеси фильтрующего газа, доли.

Подобные уравнения составляют для каждого компонента газа.

В общем случае процесс охлаждения слоя водовоздушной смесью в значительной степени определяется способом ее приготовления и типом форсунок, используемых для распыления воды. Кинетика испарения капель, в силу стесненности и извилистости движения частиц жидкости, усложняется явлениями коагуляции капель и растекания их по поверхности окатышей. Учесть эти обстоятельства в полной мере не представляется возможным, поэтому считают, что интенсивность испарения описывается с помощью следующего простого уравнения

$$-\frac{\partial G_{\text{и}}}{\partial y} = \sigma_{\text{и}} f \frac{B_{\text{г}^*} - B_{\text{г}}}{1 - B_{\text{г}}},$$

где $G_{\text{и}}$ — интенсивность испарения, г/(м²·с);

$\sigma_{\text{и}}$ — эффективный коэффициент испарения, который является коэффициентом адаптации модели в зоне охлаждения.

f — удельная поверхность (средняя) окатышей, м²/м³;

$B_{\text{г}^*}$ — равновесное влагосодержание газа, г (воды)/кг (сухого газа),

$$B_{\text{г}^*} = 0,622 p^* / (p_{\text{г}} - p^*).$$

Здесь $p_{\text{г}}$ — гидростатическое (парциальное) давление паров воды в газовой смеси, Па; p^* — равновесное гидростатическое (парциальное) давление паров воды в газовой смеси, Па,

$$p^* = 25,403 e^{\frac{5176,085}{T+273}}.$$

При оптимизации конструктивных и режимных параметров обжиговой машины весьма полезную информацию несет температура колосников $t_{\text{к}}$. В первом приближении среднемассовое значение последней может быть

$$\rho_{\text{к}} c_{\text{к}} G_{\text{к}} \frac{\partial t_{\text{к}}}{\partial l} = \alpha_2 f_2 (T_{y=H_{\text{сл}}} - t_{\text{к}}),$$

где $\rho_{\text{к}}$ — плотность металла колосников, кг/м³;

$c_{\text{к}}$ — теплоемкость металла колосников, Дж/(кг·К);

G_k — масса колосников, кг;

α_2 — коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·К);

f_2 — удельная поверхность колосников, м²/кг;

$T_{y=H_{\text{сн}}}$ — температура газа при его контакте с колосниками.

Представленные выше уравнения являются основными при анализе теплотехнических аспектов процесса обжига. Однако они не могут быть решены до тех пор, пока не будут определены интенсивности протекания отдельных химических реакций. Учитывая сделанные ранее замечания об общей сложности комплексной математической модели, описание физико-химических аспектов процесса обжига желательно оформлять в виде относительно простых математических уравнений, отражающих тем не менее правильно основные (характерные) стороны того или иного явления. Поскольку при обжиге рудоугольных окатышей большой интерес представляет степень металлизации конечного продукта, использование моделей восстановления оксидов железа, основанных на понятии среднеобъемной степени восстановления (по отнятому кислороду), не представляется возможным. Однако нельзя использовать и хорошо известные модели фронтального восстановления, т. к. они не учитывают сложной структуры офлюсованного рудоугольного окатыша. Конечно, в инженерном плане затруднения такого рода имеют решения, но уровень подобных решений по сложности выходит за рамки данного учебника.

В качестве иллюстрации возможностей математической модели на рис. 2.26 представлены результаты расчета распределения температур окатышей по высоте слоя и длине обжиговой машины.

Анализ температурных полей используют для технологического управления тепловым состоянием зон обжиговой машины.

2.2.3. Сушка окатышей

Влажность сырых окатышей при их подготовке к обжигу находится в пределах 6–10,5 % в зависимости от химического состава концентрата и бентонита. Содержание влаги по отношению к теплоносителю определяет три состояния шихты: влажное, когда шихта отдает влагу теплоносителю; равновесное, когда обмен влагой между шихтой и теплоносителем отсутствует; гигроскопическое, когда влага поступает

в шихту из газового потока. При анализе процессов сушки используют и такую характеристику, как влагосодержание (отношение массы воды к сухой массе шихты) $B_{ш}$.

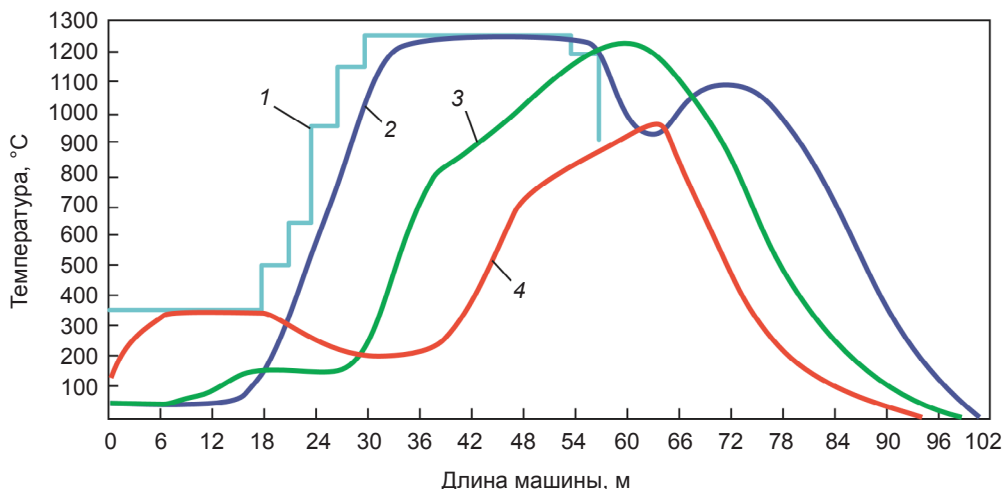


Рис. 2.26. Расчетное изменение температур слоя окатышей по длине обжиговой машины ОК-306:

1 — температура газа; 2–4 — температура окатышей по высоте слоя: 2 — $y = 0$ м;
3 — $y = 0,2$ м; 4 — $y = 0,4$ м

Для удаления влаги из шихты затрачивается теплота, количество которой определяется как влажностью шихты, так и формой ее связи с компонентами шихты. В процессах сушки в соответствии с классификацией П. А. Ребиндера различают три формы связи H_2O с материалами, составляющими шихту. В порядке увеличения затрачиваемой энергии на разрыв, эти связи таковы: физико-механическая (капиллярная), физико-химическая (адсорбционная и осмотическая) и химическая (гидратная).

Капиллярная влага в зависимости от режима нагрева может перемещаться в окатыше и в виде жидкости, и в виде пара. Затраты тепла на ее испарение q_n , кДж/кг H_2O , описываются переходом $H_2O_{ж} \rightarrow H_2O_{п} - q_n$ и определяются по уравнению

$$q_n = 2487 + 1,95(t_n - t_0),$$

где t_n , t_0 — температуры соответственно испарения и начальная для окатыша, °С.

Адсорбционная и осмотическая влага удерживается в окатышах физико-химическими силами. Адсорбционная влага покрывает стенки капилляров и поверхность пористого окатыша мономолекулярным слоем. Сформированное при этом молекулярное силовое поле определяет значительное давление, что оказывает влияние на свойства влаги, увеличивая плотность воды и снижая ее теплоемкость. При удалении этой влаги вода сначала испаряется, а затем перемещается в виде пара к поверхности окатыша. Осмотическая влага (влага набухания) находится в замкнутых ячейках окатыша. Очень малая энергия связи позволяет этой влаге легко диффундировать через стенки капилляров вследствие разности концентраций. Затраты тепла на удаление такой влаги зависят от структуры окатышей, соотношения в них компонентов шихты и их адсорбционных свойств. Эти особенности затрудняют расчетную оценку этого вида затрат тепловой энергии.

Гидратная влага в кристаллогидратах типа $\text{Fe}_x\text{O}_y \cdot \text{H}_2\text{O}$ при сушке не удаляется из-за прочных ионных и молекулярных связей. Разрушение кристаллогидратов происходит при высоких температурах, причем как температуры, так и затраты тепла на ее удаления зависят от вида соединений. Для наиболее характерных компонентов шихты они таковы:



Технологи классифицируют влагу на свободную и связанную. Свободной называют влагу, скорость испарения которой из влажной шихты равна скорости испарения влаги со свободной поверхности. В этом случае парциальное давление пара над поверхностью шихты p_m равно давлению насыщенного пара воды p_n , соответствующему температуре высушиваемой шихты, т. е. $p_m = p_n$. Связанной считают влагу, которой соответствует соотношение $p_m < p_n$.

Сушка окатышей осуществляется в результате контакта с продуктами горения, также содержащими влагу. Поэтому от параметров газа — его температуры, влажности, энтальпии — зависит скорость и качество сушки.

Среди процессов термообработки окатышей на ОКМ процессам сушки уделяется большое внимание, т. к. от организации технологии

сушки зависит и производительность ОКМ, и качество обожженных окатышей. При невысокой интенсивности сушки не достигаются требования качества сушки и качество обжига. Во избежание получения некачественных окатышей, технологи вынуждены снижать производительность ОКМ. При высокой интенсивности сушки происходит разрушение сырых окатышей с образованием мелочи и пыли, что сказывается на выходе годной для дальнейшего передела продукции.

Таким образом, для обеспечения высокой производительности агрегата и качества обожженных окатышей необходимы особые условия сушки, которые связаны с сушкой не одного окатыша, а слоя высотой 300 мм, а иногда и более.

Высокая удельная поверхность слоя окатышей, высокий коэффициент теплообмена между теплоносителем и окатышами в слое способствуют развитию процессов тепло- и массообмена, связанных с удалением влаги.

Существенное влияние на развитие процесса сушки окатышей оказывает направление фильтрации теплоносителя через слой. При движении теплоносителя сверху вниз (просос), продолжительность сушки (рис. 2.27) значительно меньше, чем в том случае, когда теплоноситель движется снизу (продув). Более высокая эффективность сушки при прососе, которая обеспечивает вывод влаги из слоя, обусловлена совпадением вектора силы тяжести капель, сконденсированных паров воды, и вектора движения теплоносителя. При сушке прососом слоя высотой 260 мм и более, происходит переувлажнение окатышей на нижних горизонтах слоя. Это приводит к их размягчению и возможному раздавливанию под действием сил тяжести окатышей, расположенных на верхних горизонтах слоя. В результате этого образуются запертые горизонты внизу слоя из-за мелочи, сминания и разрушения окатышей. Такие горизонты увеличивают газодинамическое сопротивление всего слоя не только в этой зоне, но и при дальнейшей термообработке окатышей во всех зонах ОКМ, что приводит к снижению производительности и машины.

В режиме «продув» выносимые из слоя капли влаги при определенных условиях возвращаются на поверхность слоя, способствуя переувлажнению окатышей, расположенных на верхних горизонтах слоя. Кроме затрат энергии на вынос влаги, режим «продув» характеризуется более высокими затратами теплоты на нагрев элементов ОКМ, а также на потери теплоносителя через уплотнения ОКМ.

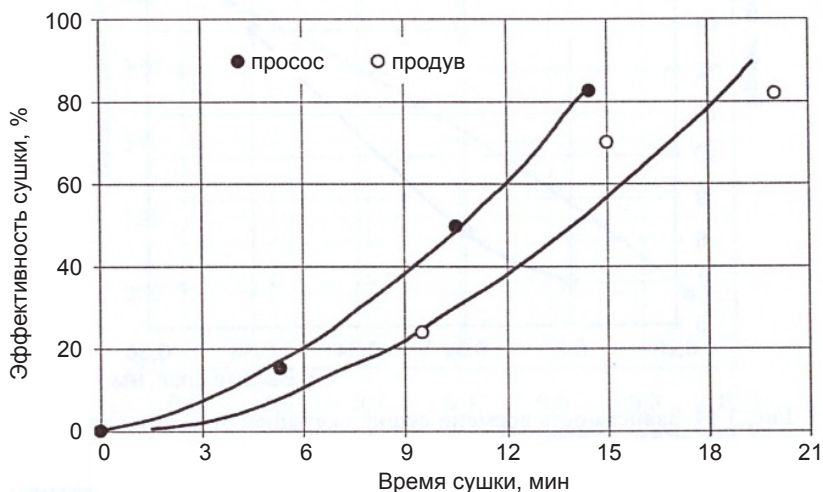


Рис. 2.27. Сравнительные результаты сушки с прососом и продувом при высоте слоя 300 мм

Реверсивная сушка — «продув» на секции 1 (см. рис. 2.24) зоны сушки и «просос» на секции 2 этой зоны — стала своего рода компромиссом между стремлением предотвратить переувлажнение низа слоя, жертвуя при этом эффективностью режима сушки. При режиме «продув» теплоноситель в секции 1 зоны сушки удаляет влагу и нагревает окатыши низа слоя, предохраняя их от переувлажнения и возможного раздавливания. Однако при этом развиваются процессы переувлажнения на верхних горизонтах слоя. Режим «просос» в секции 2 зоны сушки направлен на организацию процесса удаления влаги таким образом, чтобы не допустить растрескивания и разрушения окатышей на верхних горизонтах слоя. Это достигается при использовании теплоносителя (продуктов горения) с относительно низкой температурой — не более 400 °С.

При реализации режимов реверсивной сушки стало возможным увеличить высоту слоя окатышей на 70–100 мм. Увеличение высоты слоя на более 350 мм ограничивается влажностью сырых окатышей, которая на некоторых фабриках достигает 9,5–10,5 %. Столь высокая влажность способствует переувлажнению и другим негативным последствиям.

Таким образом, процесс сушки сырых окатышей в настоящее время на всех обжиговых машинах начинается в секции 1 зоны сушки (см. рис. 2.24), в которой удаление влаги окатышей осуществляется

воздухом при продуве слоя снизу. Теплоноситель — горячий воздух из зоны охлаждения, вступая в контакт с влажными окатышами, уже на небольшой высоте слоя насыщается влагой и за счет нагрева окатышей и затрат тепла на испарение влаги понижает свой температурный потенциал. Поднимаясь к верхним горизонтам слоя и встречаясь с сырыми окатышами более низкой температуры, воздух продолжает нагревать окатыши, но при этом возникает и развивается процесс конденсации влаги, обусловленный понижением влажности газа в соответствии с температурой насыщения. Результат этого процесса — насыщение влагой окатышей в верхних горизонтах слоя сверх их начальной влажности. Это явление, получившее название «переувлажнение», приводит к нежелательным последствиям: окатыши разбухают, что сопровождается трещинообразованием, а в некоторых случаях при высоких температурах воздуха происходит взрывообразное разрушение с образованием мелочи, получившее название «шок». Устойчивость сырых окатышей к указанным явлениям обеспечивается выбором температур воздуха в соответствии с их исходной влажностью.

Типичная картина переувлажнения окатышей, оцениваемая по величине $\Delta V_{ш}$, для слоя высотой 360 мм (донная постель 80 мм) по длине зоны сушки 10 м с продувом воздуха представлена на рис. 2.28. Продолжительность пребывания окатышей в этой зоне составляет 3,5 мин. Величины $V_{л.ш.п} = V_{л.ш} - V_{л.ш.о}$ получены расчетом.

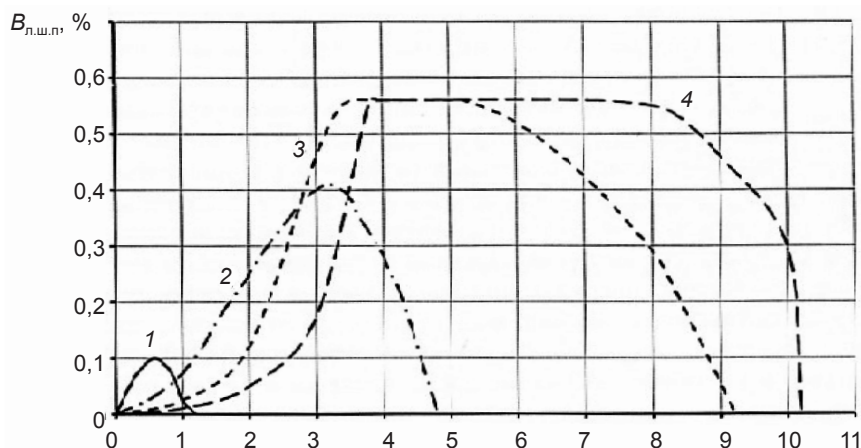


Рис. 2.28. Величина переувлажнения слоя окатышей $V_{л.ш.п}$ на различных горизонтах по длине ОКМ в зоне сушки с продувом воздуха снизу: горизонты слоя от колосников (мм): 1 – 85; 2 – 200; 3 – 320; 4 – 435

Приведенные данные свидетельствуют о значительном, длительном переувлажнении верхних горизонтов слоя (кривые 3 и 4). На длине 4–8 м (время пребывания 1,4 мин) отмечено предельное переувлажнение окатышей $\Delta V_{\text{ш.мах}} = 0,56 \%$, которое связано с выносом конденсата (избыточной влаги). Усвоение конденсата окатышами происходит за счет заполнения некоторой части свободных пор и в виде пленок, образующихся на поверхности окатышей. Наиболее опасное переувлажнение $\Delta V_{\text{л. ш. оп}}$ возникает, если

$$\Delta V_{\text{л. ш. оп}} > \frac{2}{3} \Delta V_{\text{л. ш. мах}}$$

где $\Delta V_{\text{л. ш. мах}} = V_{\text{л. ш. мах}} - V_{\text{л. ш. о}}$. Здесь $V_{\text{л. ш. мах}} = \varepsilon_{\text{ок}} \cdot 1000 / \rho_{\text{каж}}$, где $\varepsilon_{\text{ок}}$ — пористость окатыша, %; $\rho_{\text{каж}}$ — кажущаяся плотность сухого окатыша, кг/м³.

Кроме переувлажнения окатышей в объеме слоя, на практике наблюдается скопление влаги на его поверхности. Это явление оценивают как второй тип переувлажнения. Оно возникает при продуве теплоносителя в зоне сушки в 1-й секции под действием высокой скорости потока газа в каналах между окатышами. В этих условиях кинетической энергии хватает, чтобы удерживать свободную влагу во взвешенном состоянии. Так свободная влага постепенно переносится из нижних слоев окатышей в верхние слои. Однако при выходе газа из слоя, его скорость и соответственно кинетическая энергия резко уменьшается, что приводит к выпадению свободной влаги, которая собирается в капли, и при больших количествах возможно образование сплошной пленки воды — «лужи» (рис. 2.29). Особенно это явление наблюдается при большой высоте слоя и высокой температуре теплоносителя.

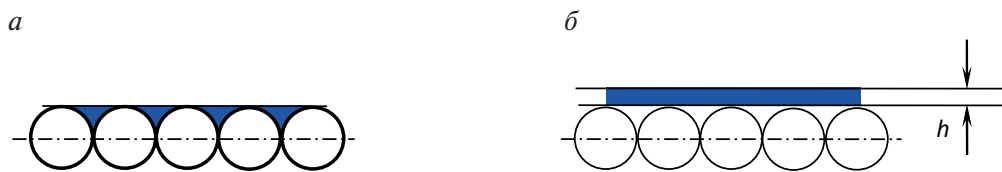


Рис. 2.29. Пленка воды на поверхности слоя в 1-й секции зоны сушки.

Режим продува:

а — фактическая картина; б — приведенная толщина пленки h

Поток теплоносителя, несущий новые порции свободной влаги, периодически разрывает эту пленку, унося капли в пространство над слоем. Естественно, что мелкие капли при этом будут уноситься по-

током газа, а крупные капли под действием сил тяжести будут обратно падать на пленку, создавая впечатление дождя. Подобное переувлажнение приводит к разупрочнению окатышей, а при интенсивном развитии этого явления — к размыванию верхнего слоя окатышей. Отрицательное значение данного явления более значительно в сравнении с переувлажнением первого типа, происходящим внутри слоя за счет конденсации части водяных паров.

В результате математического моделирования явления «дождя» удалось установить, что при скорости фильтрации $w_f = 1,5$ м/с и влагосодержании теплоносителя, равном $V_f = 2\%$ (объемн.), размер уносимых теплоносителем капель не превышает 0,16 мм. Критическая толщина пленки «лужи» для целостности окатышей, как показали расчеты, составляет $h = 0,7$ мм. Подбором определенных соотношений температуры и скорости фильтрации теплоносителя всегда можно организовать сушку окатышей, не превышая указанной толщины пленки.

Влияние основных параметров газа на входе в слой на процесс сушки окатышей подробно изучено и представлено в монографиях сотрудниками «ТОРЭКС» (см. библиогр. список к гл. 2 [9, 11, 12]).

Существенное влияние на развитие явления «дождя» оказывает начальная температура теплоносителя. Об этом свидетельствуют результаты моделирования, представленные на рис. 2.30. Здесь пунктирная линия определяет критическую толщину пленки, а линия в местах пересечения с другими линиями указывает на соответствующее окончание выноса влаги из слоя, что свидетельствует о прекращении подпитки водяной пленки на поверхности слоя. Анализ данных этого рисунка показывает, что, при температуре теплоносителя 220°C и скорости фильтрации $w_f = 1,5$ м/с, образование «дождя» маловероятно, т. к. размер пленки по толщине для этих условий невелик, меньше ее минимального размера ($h \leq h_{\min}$).

При увеличении температуры теплоносителя до 340°C , явление «дождя» интенсивно развивается из-за значительного образования свободной влаги на поверхности слоя. При этом толщина пленки «лужи» в момент максимального выноса влаги увеличивается в 3,5 раза, от 0,7 до 2,5 мм.

Кроме температуры, на развитие анализируемых процессов оказывает влияние и влагосодержание теплоносителя. Замена в первой секции зоны сушки теплоносителя — воздух из зоны охлаждения ($V_d = 2\%$), на теплоноситель — продукты горения из зоны обжига

($B_{п.г} = 4,0...4,5\%$) приводит к усилению конденсации паров на верхних горизонтах слоя в этой части зоны и резкому увеличению интенсивности «дождя» (рис. 2.31). Толщина пленки воды при скорости фильтрации теплоносителя $w_f = 1,5$ м/с и его температуре 340°C составила бы 3,5 мм. Образование слоя воды можно исключить только при использовании продуктов горения с температурой 160°C .

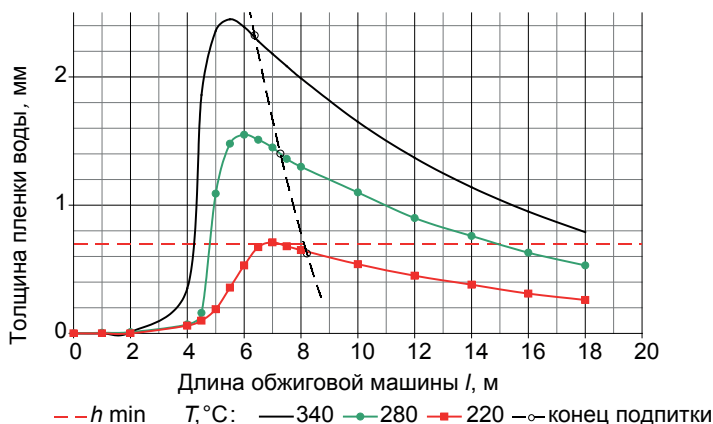


Рис. 2.30. Изменение толщины поверхностной пленки воды по длине зоны сушки 1 при различной начальной температуре теплоносителя

Такой режим сушки окатышей нежелателен, т. к. большая часть тепла этого газа будет израсходована на нагрев постели. В таком случае снизится интенсивность сушки в средних и верхних частях слоя и будет потеряна производительность ОКМ.

Наиболее реальным и эффективным способом борьбы с возникновением «дождя» является увеличение количества просасываемых через слой газов. Физически это объясняется тем, что повышенное количество газа способно аккумулировать в себе увеличенное количество водяного пара. При этом вероятность уноса более крупных капель воды повышается. Так, при температуре газов $T = 280^\circ\text{C}$ и начальной влажности 2% , с повышением скорости фильтрации от $1,3$ до $1,7$ м/с (рис. 2.32), толщина слоя воды на поверхности снижается на 20% , а время ее существования — на 30% .

Реализация такого режима осуществима путем увеличения давления под слоем любым из возможных способов: подключением к тракту высоконапорного потока, увеличением производительности дымо-соса, улучшением аэродинамики тракта подачи теплоносителя и др.

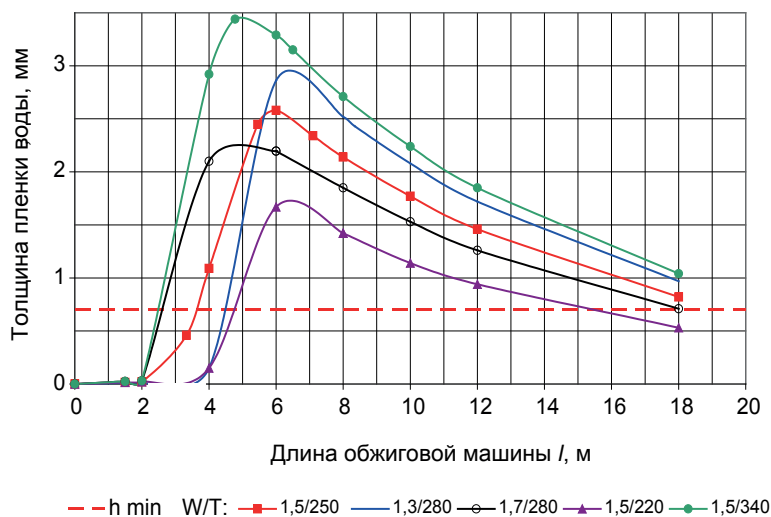


Рис. 2.31. Изменение толщины поверхностной пленки воды по длине зоны сушки 1 при влажности газа на входе в слой 4 % (W — скорость фильтрации; T — температура теплоносителя)

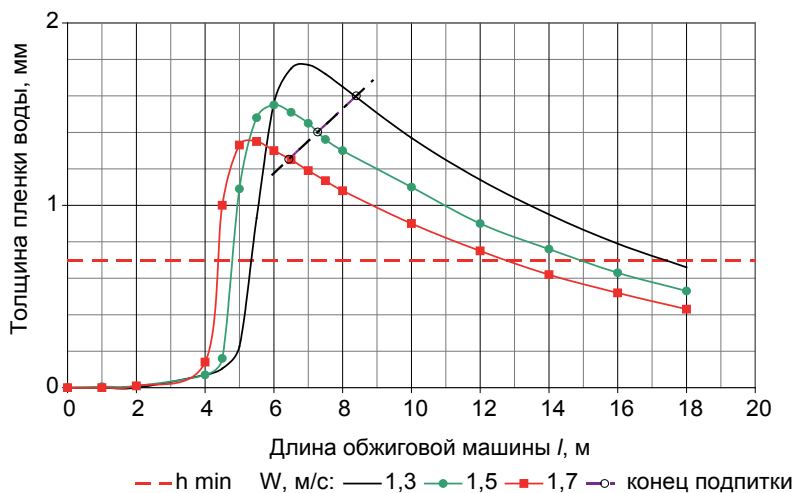


Рис. 2.32. Изменение толщины поверхностной пленки воды по длине зоны сушки 1 при различной скорости фильтрации теплоносителя

На процесс развития сушки — удаления влаги и на условия переувлажнения окатышей оказывают влияние характеристики высушиваемых окатышей: размер, пористость, начальная влажность и начальная температура. Влияние размера было изучено для окатышей,

средний диаметр которых изменялся в пределах 11–16 мм, а удельная поверхность — соответственно 405–253 м²/м³ слоя (уменьшение почти на 40 %). Влияние диаметра окатышей на процесс сушки оказалось неоднозначным, т. к. оно зависит не только от удельной поверхности окатышей, но и от величины коэффициентов тепло- и массообмена.

При изменении диаметра окатышей и удельной поверхности слоя, существенно изменяется скорость продвижения фронта предельного (максимального) переувлажнения, на горизонте которого начинается выделение свободной влаги, переносимой потоком газа. В результате моделирования было установлено, что предельное переувлажнение окатышей начинается в слое на расстоянии 100–140 мм от входа газотеплоносителя в слой и далее продвигается по слою с практически постоянной скоростью $V_{пр}$ (рис. 2.33). Эта скорость пропорциональна диаметру окатышей в степени 1,3 и обратно пропорциональна удельной поверхности слоя в той же степени.

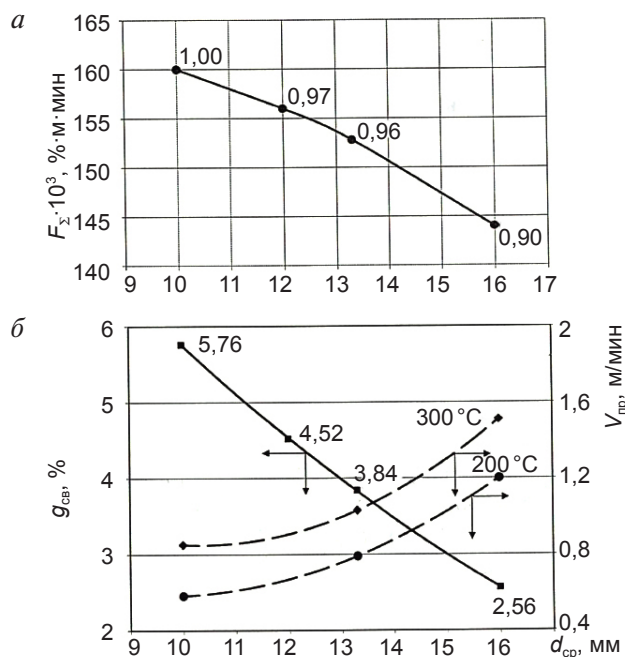


Рис. 2.33. Влияние среднего диаметра окатышей на характеристики сушки и переувлажнения:

a — переувлажнение слоя $\Delta B_{ш}$, %·м·мин (цифры у точек — относительные значения);
б — выход свободной влаги $g_{св}$, кг/(м²·мин), и скорость продвижения фронта переувлажнения $V_{пр}$, м/мин, при температуре теплоносителя 200 и 300 °C

Пористость $\epsilon_{\text{ок}}$ и начальная влажность $B_{\text{ш.о}}$ окатышей являются взаимосвязанными характеристиками. В окатыше размер зерен шихты определяет размер пор, что в свою очередь определяет пористость окатыша. Для наиболее прочной связи зерен шихты между собой, необходимо некоторое количество влаги, оптимальное для окомкования в технологии получения сырых окатышей.

Таким образом, чем выше пористость, тем больше и начальная влажность.

Совершенно очевидно, что чем выше начальная влага окатышей, тем меньше остается свободный объем пор в окатышах. При этом снижается способность окатышей поглощать конденсат и, как следствие, образуется больше свободной влаги. Следует отметить, что связь между этими параметрами в форме $B_{\text{ш.о}} = f(\epsilon_{\text{ок}})$ недостаточно исследована для представления количественной связи. Влияние начальной влажности $B_{\text{ш.о}}$ на переувлажнение слоя окатышей иллюстрируют данные рис. 2.34. Чем выше $B_{\text{ш.о}}$ (количество свободной влаги в сыром окатыше) при $\epsilon_{\text{ок}} = \text{const}$, тем меньше остается свободного объема пор в окатыше для поглощения влаги (уменьшается переувлажнение), из-за чего создаются условия для выноса влаги за пределы слоя и, как следствие, образуется больше свободной влаги при конденсации (выше $g_{\text{св}}$). На практике влажность окатышей не может существенно меняться при постоянной их пористости.

Предельное переувлажнение (разница на сухую массу между максимально возможной влажностью по условию заполнения всех пор водой и начальной) зависит также от гранулометрического состава (размера частиц) концентрата. Этот параметр влияет на начальную влажность шихты через количество влаги, которое необходимо для прочного сцепления частиц при окомковании шихты.

Начальная температура окатышей, поступающих в зону сушки, имеет значительное влияние на переувлажнение слоя: чем выше эта температура, тем хуже условия для конденсации водяных паров. Связь между этими параметрами была установлена в результате математического моделирования сушки окатышей в режиме «продув». Результаты расчетов, представленные на рис. 2.34, а, позволяют отметить, что в период сезонных изменений температуры сырых окатышей в пределах 10–20 °С, вынос конденсата на поверхность слоя, определяющий интенсивность «дождя» над слоем, может изменяться практически в 2 раза.

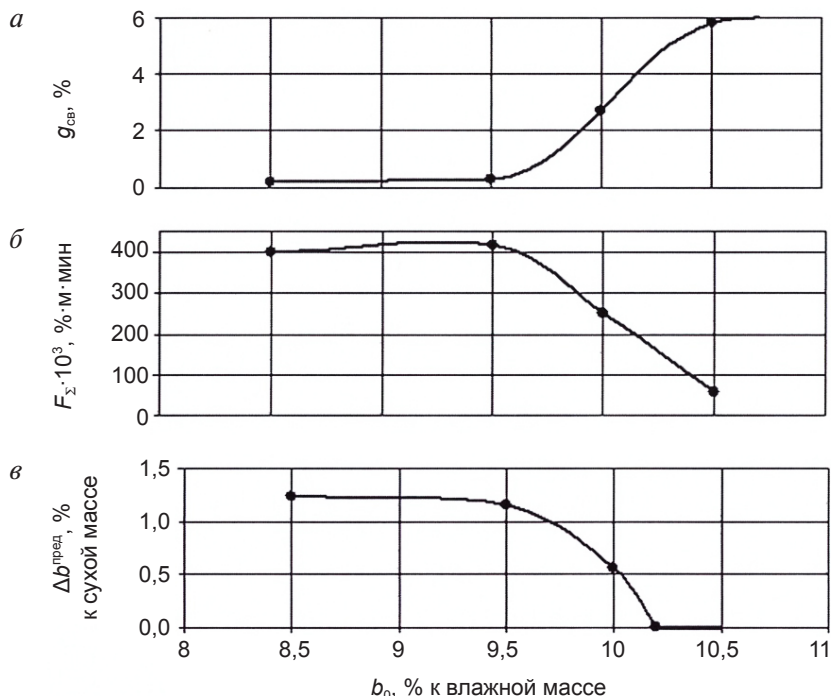


Рис. 2.34. Характеристики переувлажнения для слоя окатышей различной начальной влажности при условии одинаковой их пористости $\epsilon_{ок} = 0,33$:

a — выход свободной влаги; $б$ — переувлажнение слоя $\Delta B_{ш}$; $в$ — предельное переувлажнение

Область переувлажнения при повышении начальной температуры окатышей в зоне продува теплоносителя (рис. 2.35, б) существенно сокращается для переувлажнения слоя $\Delta B_{ш}$ и уменьшается в несколько раз для опасного переувлажнения слоя $\Delta B_{ш.оп}$.

Таким образом, повышение начальной температуры сырых окатышей перед зоной сушки является мощным фактором для снижения переувлажнения слоя и, при нагреве сырых окатышей до 40–50 °С, конденсация влажных паров в слое может быть практически полностью подавлена. Для реализации этой возможности в технологии производства окатышей необходима разработка специальных способов нагрева окатышей, сложность которых зависит от схемы производства окатышей, специфической для каждого ГОКа.

Представляет интерес оценка влияния еще одного параметра — высоты слоя $H_{сл}$, с которым связана скорость фильтрации. Стремление к увеличению высоты слоя направлено на улучшение технико-эко-

номических показателей работы обжиговых машин. Однако следует отметить, что на действующих ОКМ мощности тягодутьевых средств неизменны. Поэтому при постоянном перепаде давления на слое (ΔP), с увеличением высоты слоя, скорость фильтрации газов (w_r) снижается пропорционально $1/\sqrt{H_{\text{сл}}}$. При снижении скорости фильтрации, как это можно увидеть по данным рис. 2.36, четко прослеживается увеличение толщины поверхностной пленки воды (переувлажнения). Таким образом, высота слоя является одним из важнейших параметров управления процессом переувлажнения слоя окатышей.

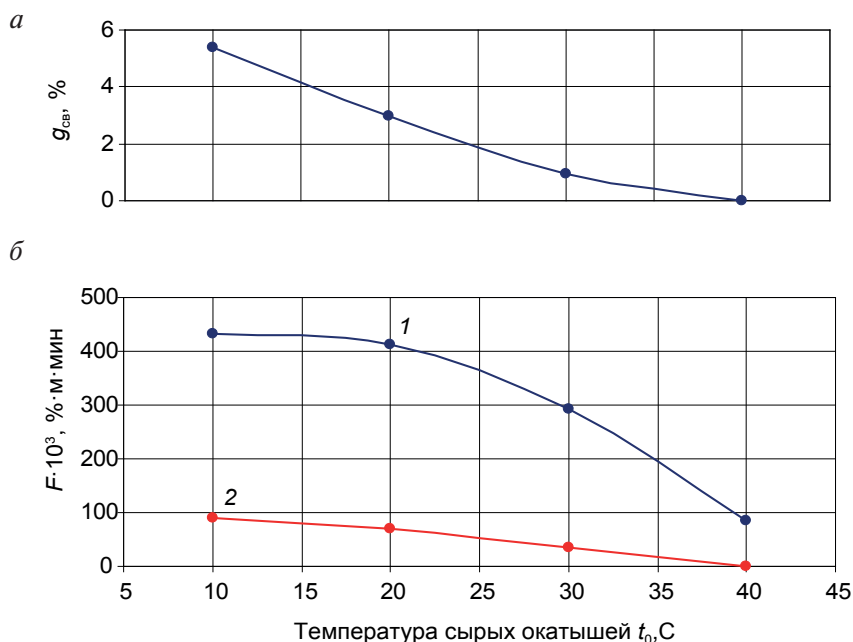


Рис. 2.35. Зависимость характеристик переувлажнения слоя от начальной температуры окатышей:

a — выход свободной влаги; $б$ — характеристики переувлажнения слоя;
 1 — переувлажнение $\Delta B_{\text{ш}}$; 2 — опасное переувлажнение $\Delta B_{\text{ш.оп}}$

Увеличение высоты слоя, как и уменьшение диаметра окатышей, приводит к увеличению поверхности обрабатываемого материала в слое. Поэтому представляет интерес обобщение данных о влиянии высоты слоя и диаметра окатышей на развитие процесса переувлажнения. Поскольку удельная поверхность окатышей составляет $f = 6(1 - \varepsilon)/d$, то, при условии постоянства порозности слоя ($\varepsilon = \text{const}$), соотноше-

ние $H_{\text{сл}}/d$ определяет общую поверхность окатышей на 1 м^3 слоя. Результаты исследования влияния диаметра окатышей 10–16 мм для $H_{\text{сл}} = 360 \text{ мм}$ и 12 мм для $H_{\text{сл}} = 230 \dots 400 \text{ мм}$ представлены на рис. 2.36.

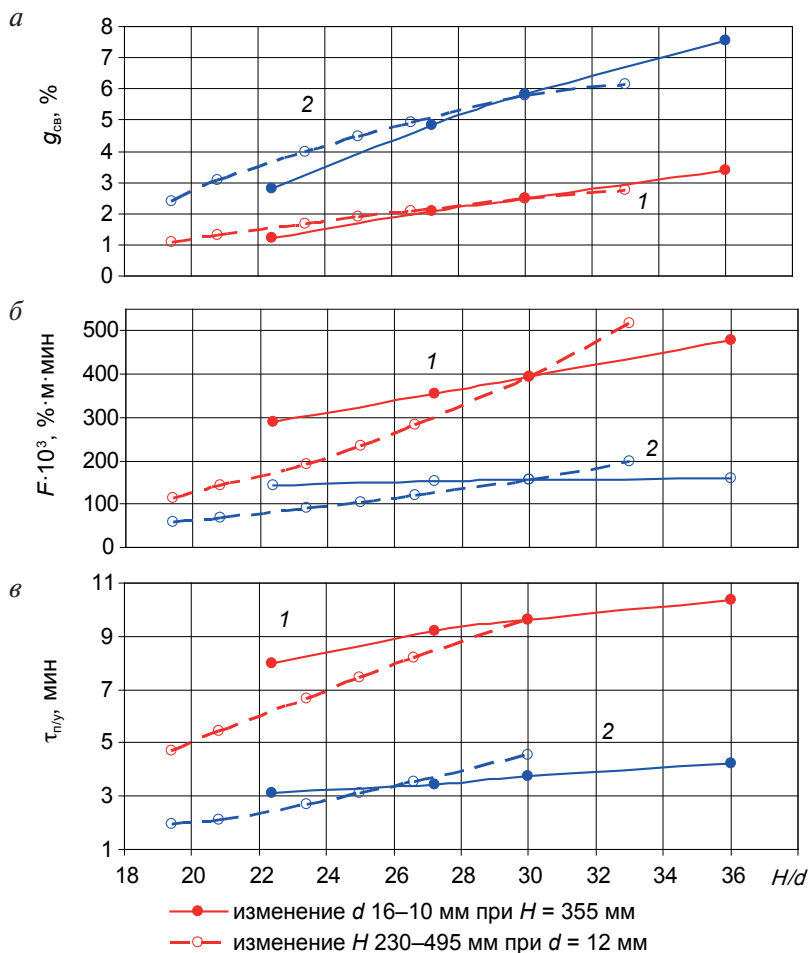


Рис. 2.36. Зависимость характеристик переувлажнения от общей поверхности окатышей при различной температуре теплоносителя в зоне сушки:

a — выход свободной влаги; b — переувлажнение слоя — $\Delta B_{\text{ш}}$; v — время нахождения слоя в переувлажненном состоянии; 1 — $T_{\text{cl}} = 200 \text{ °C}$; 2 — $T_{\text{cl}} = 300 \text{ °C}$

Поверхность окатышей качественно определяет все характеристики переувлажнения ввиду того, что процесс конденсации влаги происходит именно на этой поверхности. Однако результаты расчетов, приведенные на рис. 2.36, показывают различную степень влияния

параметров H и d на развитие процесса переувлажнения. Действительно, при $H_{\text{сл}} = 360$ мм и изменении $H_{\text{сл}}/d$ за счет размера окатышей в пределах 10–16 мм (сплошная линия), выход свободной влаги увеличивается почти в 2,9 раза (при теплоносителе с $T = 200$ °С) и почти в 2,6 раза (при теплоносителе с $T = 300$ °С). В случае увеличения $H_{\text{сл}}/d$ за счет изменения высоты $H_{\text{сл}}$ при диаметре окатышей $d = 12$ мм (пунктирная линия), выход свободной влаги возрастает почти в 2,6 раза (при теплоносителе с $T = 200$ °С) и почти в 3,3 раза (при теплоносителе с $T = 300$ °С). Это различие следует объяснить тем, что удельная поверхность слоя также зависит не только от диаметра окатышей. Определенную роль в оценке удельной поверхности слоя s играет и значение порозности слоя, которая в зависимости от того, уплотняется или разрыхляется слой во время укладки окатышей на конвейерную машину, может заметно влиять на эту величину. Для получения общей картины увлажнения окатышей при реверсивной двухсекционной сушке «продукт — просос» в НПП «ТОРЭКС» была разработана математическая модель, адаптированная к условиям работы действующих ОКМ. Результаты моделирования представлены на рис. 2.37.

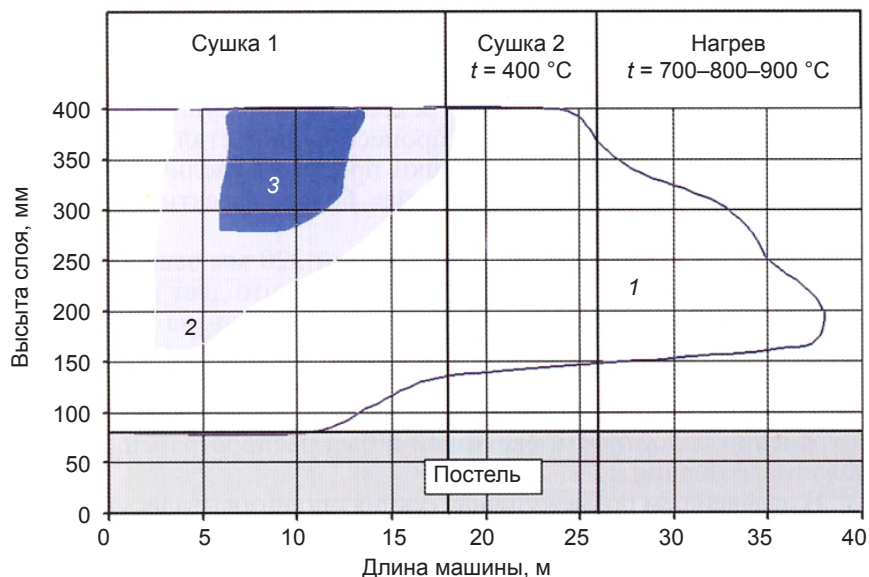


Рис. 2.37. Изменение влажности окатышей по высоте слоя и по длине ОКМ при двухсекционной сушке:

1 — окатыши влажные; 2 — окатыши переувлажненные;
3 — окатыши максимально переувлажненные

Главное, на что следует обратить внимание при анализе этого рисунка — это на протяженность зон переувлажнения. При общей длине зоны сушки 26 м, в зоне сушки 1 переувлажнение достигает 15 м. Протяженность зоны максимально переувлажненных окатышей на поверхности верхнего горизонта слоя занимает по длине машины 12 м. Более того, влажные окатыши проникают в зону нагрева по длине машины на 11,9 м.

При организации двухсекционной сушки стремятся устранить переувлажнение окатышей в пределах зоны сушки 1. Таким образом, создаются условия для удаления влаги окатышей в зоне сушки 2, работающей на «просос», за счет использования теплоносителя с температурой на входе в слой, не превышающей 400 °С. Теплоноситель со столь высокой температурой обладает значительной влагоемкостью, благодаря чему он способен исключить возможность переувлажнения слоя. В зоне сушки 2 не только удаляется влага, но и происходит подогрев окатышей перед их поступлением в следующую зону ОКМ — зону нагрева. Для ликвидации разрушения окатышей верха слоя, вызванного их переувлажнением, и повышения интенсивности процесса сушки, в НПП «ТОРЭКС» был разработан и внедрен способ трехсекционной сушки. Ввод еще одной секции, работающей в режиме «просос», зоны сушки 3, проведен за счет сокращения зоны сушки 1. Картина трехсекционной сушки окатышей при непрерывно работающей ОКМ представлена на рис. 2.38. Отличия новой технологии сушки коснулись протяженности зоны «сушка 1», которая оказалась сокращенной на 8 м (от 18 до 10 м). Зона же «сушка 2» сохранила свои размеры — 8 м. Протяженность дополнительной зоны «сушка 3» составила также 8 м. В итоге организованный трехсекционный процесс сушки занял на ленте ОКМ такие же размеры, как и двухсекционный.

Далее следует отметить, что в зоне «сушка 2» и «сушка 3» теплоносители поступают в слой при разных температурах. В зоне «сушка 2» теплоноситель на входе в слой окатышей имеет температуру 360 °С, а в зоне «сушка 3» — 700 °С. Такие начальные условия развития процессов тепло- и массообмена в этих зонах благоприятны для удаления влаги из окатышей, т. к., при повышении температуры теплоносителя, область переувлажнения в слое сокращается прямо пропорционально; интенсивность образования свободной влаги увеличивается за счет развития процесса конденсации влаги, хотя процесс конденсации влаги развивается в меньшем объеме слоя.

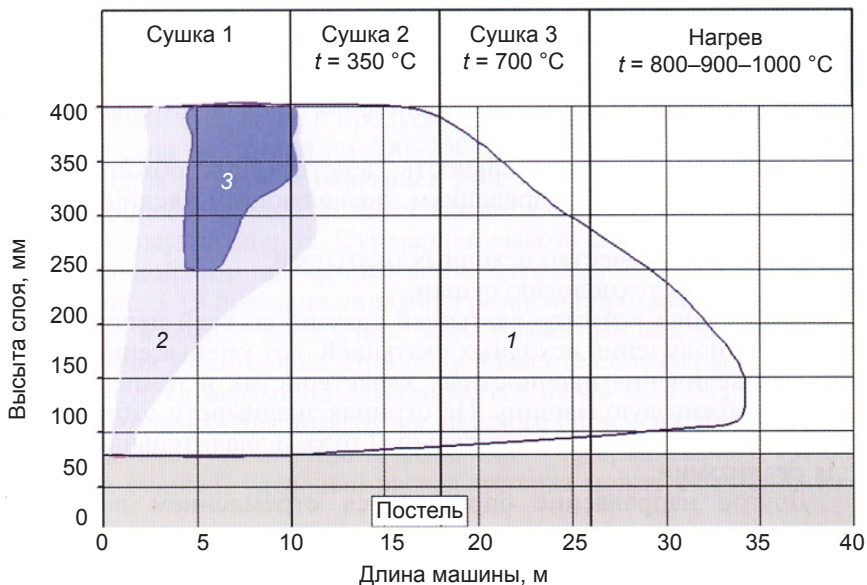


Рис. 2.38. Изменение влажности окатышей по высоте слоя и по длине ОКМ при трехсекционной сушке:

1 — окатыши влажные; 2 — окатыши переувлажненные;
3 — окатыши максимально переувлажненные

При новой технологии сушки удалось сконцентрировать объем слоя окатышей с максимальным переувлажнением в зоне «сушка 1». Протяженность этой зоны по длине машины составила 5,2 м, что значительно меньше в сравнении с двухсекционной сушкой. При сокращении работающей на «продув» зоны «сушка 1», увеличилась длина зон, реализующих режим «просос», который является более эффективным при сушке окатышей (см. рис. 2.27). В итоге общая протяженность сушки окатышей была сокращена на 4,2 м.

Таким образом, трехсекционная сушка заметно улучшила процесс реверсивной сушки «продув — просос», что создало условия для увеличения производительности обжиговой машины на 15–20 %. Однако этот резерв не удалось полностью использовать из-за проблем, связанных с утечками теплоносителя, подаваемого под давлением в зону «сушка I», а также с потерями тепла на нагрев обжиговых тележек и постели.

2.2.4. Теплофизика процессов нагрева, обжига, рекуперации и охлаждения слоя окатышей

Теплофизические процессы, благодаря которым высушенные окатыши становятся качественным сырьем для различных технологий получения металла, включают:

- нагрев (подогрев) вышедших из зоны сушки окатышей, который подготавливает их к обжигу;
- обжиг окатышей, связанный с нагревом и выдержкой при высоких температурах, в результате чего они приобретают требуемую прочность;
- рекуперацию, связанную с использованием теплоты нагретых до высоких температур окатышей для сушки окатышей в зонах «сушка 2» и «сушка 3», а также для их нагрева (подогрева);
- охлаждение, связанное с утилизацией теплоты горячих окатышей воздухом с последующей передачей этой теплоты частично в зону «сушка 1» и большую ее часть — в котельные установки для выработки пара.

Общий процесс, который сопровождает процессы тепломассообмена в зонах нагрева (подогрева), спекания и частично в зоне рекуперации связан с усадочными явлениями. Были установлены зависимости характерных температур спекания офлюсованных и неофлюсованных окатышей от количества шлакообразующих компонентов CaO и SiO_2 , которые определяют уровень развития этого явления:

- температура начала спекания, $^{\circ}\text{C}$,

$$T_0 = 858 - 2,66 \Sigma (\text{CaO} + \text{SiO}_2);$$

- температура начала интенсивного твердофазного спекания, $^{\circ}\text{C}$,

$$T_1 = 1092 - 5,10 \Sigma (\text{CaO} + \text{SiO}_2);$$

- температура спекания с участием жидких фаз, $^{\circ}\text{C}$,

$$T_2 = 1302 - 11,05 \Sigma (\text{CaO} + \text{SiO}_2);$$

- температура перехода в пластическое состояние, $^{\circ}\text{C}$,

$$T_3 = 1433 - 11,76 \Sigma (\text{CaO} + \text{SiO}_2);$$

- температура начала плавления шихты, $^{\circ}\text{C}$,

$$T_4 = 1602 - 14,05 \Sigma (\text{CaO} + \text{SiO}_2).$$

Приведенные зависимости четко позволяют сделать вывод о том, что решающее влияние на уровень начала развития характерных теплофизических процессов оказывает количество шлакообразующих оксидов CaO и SiO_2 . На первой стадии спекания в интервале температур T_0-T_1 происходит округление зерен гематита, при этом обломки силикатов остаются твердыми. Подобное состояние компонентов шихты не создает условий для начала твердофазного взаимодействия. По мере нагрева окатышей и приближения их по тепловому состоянию к температуре начала интенсивного твердофазного спекания, они подвергаются окислению. Однако вблизи температуры T_1 окисление окатышей заканчивается. На второй стадии в интервале температур T_2-T_1 зерна гематита внутри окатышей и сам гематит внутри зерен приобретают округлую форму. В офлюсованных окатышах при этих температурах на поверхности формируются ферриты кальция. Изменения структуры окатышей при их переходе к третьей стадии обжига в интервале температур T_3-T_2 связаны с началом образования силикатной связки за счет плавления первичных силикатов. Появление расплава является причиной образования в окатышах зернистой структуры с хорошо развитой силикатной и гематитовой связкой. С ростом температуры обжига, непрерывно увеличивается количество расплава, которое сопровождается укрупнением рудных зерен, при этом наблюдается переход от упорядоченной структуры с мелкими равномерно распределенными включениями силикатной связки к неупорядоченной крупнозернистой структуре, в которой силикатная связка представлена крупными выделениями и протяженными образованиями.

В офлюсованных окатышах больше формируется расплава в сравнении с окатышами, не обогащенными флюсами.

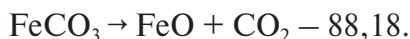
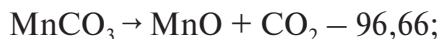
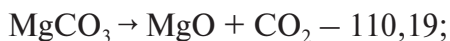
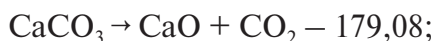
Дальнейшее повышение температуры обжига (выше T_3) приводит к образованию поверхностных трещин и крупных удлиненных пор. Окатыши при этом теряют свою форму и припекаются друг к другу.

Таким образом, структуру железорудных окатышей определяет температура обжига, а качественные в ней изменения зависят от температур стадий обжига, связанных с развитием процесса спекания. Приведенные выше зависимости характерных для различных стадий спекания температур от количества шлакообразующих оксидов обеспечивают возможности обоснованного выбора температуры обжига при разработке тепловых режимов обжига для ОКМ, использующих в качестве сырья отличающиеся по составу железные руды.

Параллельно с явлением усадки протекают процессы удаления гидратной влаги, разложение известняка и окисления оксидов. Выше 1000 °С развиваются твердофазные реакции, в которых участвуют как металлические, так и неметаллические оксиды.

Сырые окатыши в основном содержат гигроскопическую влагу, удаление которой рассмотрено в предыдущем параграфе. Гидратная влага, как часть химического соединения, встречается в составляющих шихты — гидратах железа в виде $\text{Fe}_2\text{O}_3 \cdot 1,5\text{H}_2\text{O}$ (лимонит) и в составе пустой породы, например в пустой породе руд Курской магнитной аномалии в виде $8\text{FeO} \cdot 4(\text{Fe}, \text{Al})_2\text{O}_3 \cdot 6\text{SiO}_2 \cdot 9\text{H}_2\text{O}$ (тюрингит). Гидрооксид железа — лимонит — теряет влагу и переходит в $\text{Fe}_2\text{O}_3 \cdot \text{H}_2\text{O}$ (гетит) при температурах 80–90 °С, а процесс дегидратации уже этого гидрооксида развивается при температурах более 300 °С. Более сложные гидрооксиды — $\text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 2\text{SiO}_2 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$ (коаленит) и тюрингит — сохраняют связанную влагу и в диапазоне температур 800–1000 °С. Следует отметить, что на разложение гидратов затрачивается значительное количество теплоты, около 4500 кДж/кг воды. Поэтому при обжиге окатышей необходимо учитывать расход теплоты, особенно если компоненты шихты содержат трудноразалагаемые гидрооксиды.

В России производят только офлюсованные окатыши, для этого в шихту вводят карбонаты: известняк CaCO_3 или доломит $\text{CaMg}(\text{CO}_3)_2$. Карбонаты могут находиться в незначительных количествах в рудных составляющих шихты. На разложение карбонатов при обжиге окатышей также расходуется тепловая энергия, количество которой определяется величиной упругости их диссоциации, зависящей от температуры. В качестве примеров ниже представлены реакции, по которым происходит разложение карбонатов, и соответствующие им теплоты разложения, кДж/моль:



На разложение карбонатов оказывает влияние содержание диоксида углерода и кислорода в продуктах горения. Обычно в продуктах горения при входе в слой концентрация CO_2 составляет 10 %. При умень-

шении CO_2 , например за счет повышения концентрации кислорода при увеличении избытка воздуха, температура начала разложения известняка снижается. Интенсивное разложение известняка происходит при температурах выше 910°C . Максимум скорости выделения CO_2 соответствует температуре $1130\text{--}1140^\circ\text{C}$ при быстром нагреве, что обеспечивает полное разложение известняка за $5,5\text{--}9,0$ мин, и температуре $950\text{--}970^\circ\text{C}$ при медленном нагреве, при этом время полного разложения известняка увеличивается до 12 мин.

Упрочняющий обжиг окатышей в окислительной атмосфере связан с окислением магнетита до гематита, которое осуществляется по реакции



в результате чего выделяется значительное количество тепловой энергии — 231 МДж/моль. Процесс окисления магнетита начинается для высокой скорости нагрева окатышей ($200^\circ\text{C}/\text{мин}$) при температурах $500\text{--}530^\circ\text{C}$. Для этих условий максимальная скорость окисления достигается при температурах $1130\text{--}1150^\circ\text{C}$. При медленном нагреве окатышей ($80^\circ\text{C}/\text{мин}$) подобные явления происходят при температурах соответственно $280\text{--}300^\circ\text{C}$ и $900\text{--}1000^\circ\text{C}$. Завершаются процессы окисления магнетита независимо от скорости окисления в течение $19\text{--}22$ мин. На развитие процессов окисления, оцениваемого в процентах как отношение двухвалентного железа к общему содержанию железа в окатышах $\text{Fe}^{2+}/\text{Fe}_{\text{общ}} \cdot 100\%$, кроме указанных выше факторов, оказывают влияние:

- крупность железорудного материала — с увеличением размера частиц конечная степень окисления снижается;
- содержание CO_2 в продуктах горения — с увеличением концентрации этого газа процесс окисления замедляется;
- образование расплава — по мере повышения температур обжига также снижает степень окисления.

Следует отметить, что максимальная скорость окисления магнетита для офлюсованных окатышей обычно превышает скорость окисления неофлюсованных, что определяется более высокой их пористостью, сформированной после разложения карбонатов.

Процессы окисления оказывают влияние на упрочнение окатышей неоднозначно. Окисленный гематит, полученный в начале окисления, весьма активен, благодаря чему процесс спекания зерен гематита ин-

тенсифицируется. Однако эта тенденция не распространяется на весь интервал температур окисления. При быстром нагреве прочность окатышей, окисленных при температурах выше 1000 °С и обожженных при 1200 °С, снизилась в 1,6 раза, а восстановленных — в 1,85 раза. При исследовании этих процессов установлено существование критической скорости нагрева, превышение которой снижает качество окатышей. Возможно, эта зависимость связана с тем, что при совместном окислении и упрочнении возникают внутренние напряжения, приводящие к образованию микро- и макротрещин, которые при обжиге не устраняются.

Заметное развитие в процессах нагрева и обжига окатышей приобретают реакции между твердыми компонентами шихты. Эти твердофазные реакции между оксидами железа, магния, алюминия, кремния и кальция, связанные с образованием двойных оксидов, в определенной мере влияют на упрочнение окатышей. Следует выделить важные особенности таких реакций:

- малые размеры частиц материалов (50–70 мкм), геометрию их расположения, число контактов между частицами;
- фиксированность взаимного расположения частиц в твердой фазе вплоть до появления жидких структур.

Эти особенности указывают на значительную поверхность раздела фаз, что благоприятно для интенсификации развития твердофазных реакций, особенно в начальный период их развития.

Твердофазные реакции, протекающие между оксидами железа, кальция и кремния, являются наиболее значимыми для процесса обжига окатышей. Первичными продуктами таких реакций являются $\text{CaO} \cdot \text{Fe}_2\text{O}_3$, $2 \text{CaO} \cdot \text{SiO}_2$ и Fe_2SiO_4 . При отсутствии расплава, реакции протекают с незначительной скоростью. В связи с этим определенное значение приобретает температура начала взаимодействия между твердыми компонентами. Исследователи уделили большое внимание для определения таких температур, используя различные методы. В табл. 2.18 приведены усредненные данные этих измерений.

Следует отметить значимость реакции между известью и оксидами железа для офлюсованных окатышей. При условии завершения этой реакции, свободная известь исчезает и таким образом обеспечивается повышенная прочность окатышей и улучшаются условия хранения окатышей.

Таблица 2.18

Температуры начала взаимодействия между твердыми компонентами

| Реагирующие вещества | Твердый продукт реакции | Температура начала взаимодействия, °С |
|--|---|---------------------------------------|
| $\text{CaO} + \text{Fe}_2\text{O}_3$ | $\text{CaO} \cdot \text{Fe}_2\text{O}_3$ | 610 |
| $2\text{CaO} + \text{SiO}_2$ | $2\text{CaO} \cdot \text{SiO}_2$ | 600 |
| $2\text{MgO} + \text{SiO}_2$ | $2\text{MgO} \cdot \text{SiO}_2$ | 680 |
| $2\text{MgO} + \text{Fe}_2\text{O}_3$ | $\text{MgO} \cdot \text{Fe}_2\text{O}_3$ | 600 |
| $\text{Fe}_3\text{O}_4 + \text{SiO}_2$ | $2\text{Fe}_3\text{O}_4 \cdot \text{SiO}_2$ | 990 |

Сырой необожженный окатыш состоит из отдельных частиц, разделенных между собой порами. В зависимости от состава шихты, пористость такого окатыша может быть различной — от 25 % (объем.) и более. Прочность таких окатышей, как это отмечено выше, невысокая. Повышение прочности окатышей, благодаря чему обеспечивается сохранность свойств обожженных окатышей при их транспортировке к технологическим агрегатам, достигается в результате процесса спекания — процесса образования и увеличения контактов между отдельными частицами под воздействием повышенных температур. При этом происходит также уменьшение пористости окатышей. В результате прочность окатыша увеличивается от 1,0 до 5,0 кН/окатыш.

Исследованиями Ю. С. Юсфина (см. «Обжиг железорудных окатышей». М., 1973) и его коллег было установлено, что упрочнение окатышей в результате обжига представляет собой один из вариантов спекания дисперсных частиц. При обжиге окатышей следует учитывать особенности спекаемого материала, а именно: многокомпонентность состава шихты, протекание в ходе обжига химических реакций — дегидратации, разложения карбонатов, окисления, реакции между оксидами железа, магния, кальция и кремния, а также выделение значительного количества газов, малую продолжительность процесса спекания. Непосредственно процесс спекания при обжиге окатышей осуществляется в условиях нагрева шихты до высоких температур, при этом он может протекать в двух режимах: твердофазном (в отсутствие жидкой фазы) и жидкофазном (при наличии некоторого количества расплава). На температурную границу, разделяющую эти режимы, оказывает влияние окислительно-восстановительный потенциал газовой фазы, состав и количество пустой породы. Для окисленных окатышей эта граница находится в интервале температур 1150–1250 °С.

Первая стадия спекания продолжительностью 15–20 мин при обжиге окатышей сопровождается уменьшением в них суммарного объема пор. Для этой стадии характеристическим параметром процесса упрочнения служит изменение объемной пористости, т. е. усадка окатышей. Начало твердофазного спекания оксидов железа, как гематита, так и магнетита, происходит в диапазоне температур 800–900 °С. Режим твердофазного спекания характерен для упрочнения неофлюсованных окатышей из богатых концентратов с низким содержанием пустой породы — менее 2–3 %, а также для упрочнения окатышей нижних слоев конвейерной машины.

Максимальной прочности в режиме твердофазного спекания достигают окатыши, состав которых соответствует смеси: 92–95 % оксидов железа и 5–8 % оксидов кальция или магния. При добавлении инертных компонентов в шихту, таких как, например, кварц к гематиту, процесс упрочнения замедляется.

Вторая стадия спекания жидкофазная, связана с образованием некоторого количества расплава, появление которого при повышении температуры обжига окатышей существенно интенсифицирует процесс упрочнения окатышей, особенно при хорошей жидкоподвижности расплава и хорошей смачиваемости им твердых частиц шихты. Роль расплава при заполнении им пор и промежутков между частицами шихты проявляется с двух сторон: с одной — он играет роль смазки, облегчающей частицам возможность двигаться относительно друг друга, и с другой — роль клея, скрепляющего частицы. В результате развития этих явлений ускоряется рост прочности окатышей.

Образование чрезмерного количества расплава приводит к появлению в окатышах так называемых «озер», которые при застывании формируют крупные включения шлаковой связки в структуре окатыша. В такой связке содержится 16,5 % оксидов железа, 45–60 % кварца и 20–40 % оксида кальция. Эти цифры охватывают широкий диапазоне степени офлюсования окатышей. Такие включения, имея низкую прочность, существенно уменьшают и прочность всего окатыша.

Зависимость прочности окатышей от количества пустой породы и состава шихты установили исследователи МИСИС. На рис. 2.39, а представлена связь прочности неофлюсованных окатышей от содержания в них SiO_2 , установленная при обжиге окатышей из концентрата Лебединского ГОКа на воздухе в течение 20 мин. Эта связь оказалась экстремальной, характеризующей для неофлюсованных окатышей

оптимальное с точки зрения прочности окатышей содержание пустой породы. Для исследованных условий оптимальное содержание кремнезема находится в интервале 6–10 %.

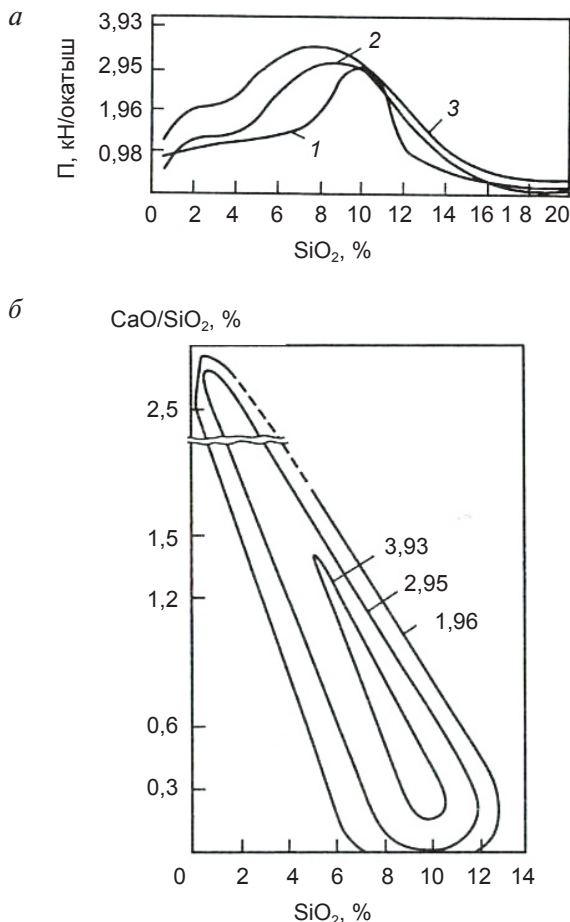


Рис. 2.39. Зависимость прочности окатышей:

a — неофлюсованных от содержания SiO_2 при температурах, °C: 1 — 1200; 2 — 1250; 3 — 1300;
б — офлюсованных: цифры у кривых — прочность, кН/окат

Связь состава пустой породы с прочностью офлюсованных окатышей более сложная. Она зависит от содержания железа в концентрате и основности шихты. Степень офлюсования окатышей из богатых железорудных концентратов, а следовательно, при малом количестве пустой породы существенно влияет на прочность окатышей. Максимум прочности при снижении концентрации кремнезема в исходном кон-

центрате перемещается в область более высокой основности в составе шихты. Результаты эксперимента, представленные на рис. 2.40 (б), подтверждают этот вывод. Так, например, если необходимо получить прочность офлюсованных окатышей на уровне 4 кН из шихты, в которой 5 % SiO_2 , то следует обеспечить основность шихты на уровне 1,2–1,3. Исследователи советуют подобные диаграммы строить для каждого железорудного концентрата, используемого в производстве окатышей.

Исследователи НПВП «ТОРЭКС» изучили прочность окатышей в широком диапазоне изменения основности, а также после их восстановления. Результаты этой работы представлены на рис. 2.40 в виде обобщенной зависимости. Наиболее высокая прочность проявилась (а) у неофлюсованных окатышей при основности 0,2–0,3 и офлюсованных в диапазоне основности 1,2–1,3. Цифры основности указывают на оптимальное сочетание реагирующих и связующих фаз, выделяя повышенную прочность неофлюсованных окатышей. Между тем с ростом степени офлюсования увеличивается восстановимость окатышей (б на рис. 2.40), что оказывает существенное влияние на прочность окатышей после их восстановления.

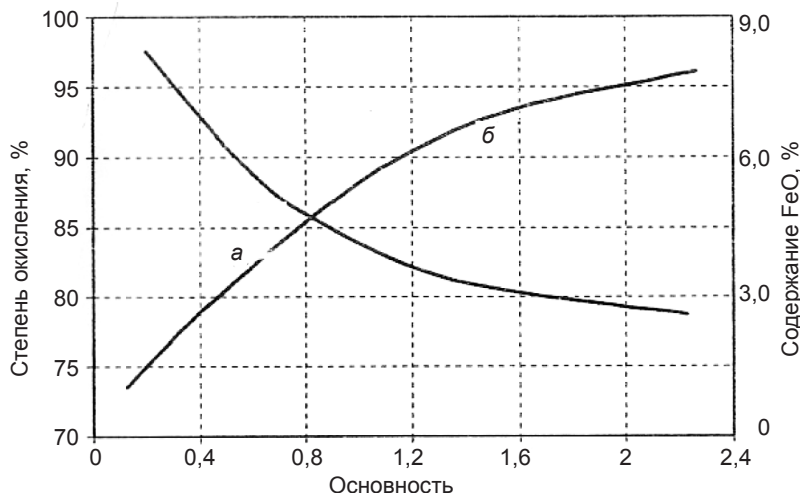


Рис. 2.40. Обобщенные зависимости прочности окатышей от основности:

а — прочность окатышей до восстановления, кг/ок; *б* — прочность окатышей после восстановления, барабанная проба (по классу — 0,5, %)

В составе шихты для производства окатышей встречаются, кроме полезных оксидов железа, кальция, кремния, марганца, также и вред-

ные — фосфор, мышьяк, цинк. В условиях окислительного обжига эти примеси из окатышей не удаляются. При получении неокисленных окатышей из сернистых концентратов, в которых сера представлена в виде сульфида железа, она может быть удалена из шихты в газовую фазу в виде SO_2 . Процесс окисления серы обеспечивается окислительной атмосферой обжига, в результате чего степень ее удаления может достигать 93–99 %. Однако, в присутствии известняка, степень десульфурации значительно снижается.

На содержании серы в окатышах влияет скорость нагрева, конечная температура обжига и основность окатышей. Однозначных зависимостей связи этих параметров со степенью удаления серы не установлено. Исследователи полагают, что существует экстремальный вид зависимости содержания серы от температуры обжига, но она определяется только химическим составом используемой шихты.

Более полное удаление серы достигается при замене известняка доломитом или доломитизированным известняком, т. к. сульфат магния, как менее прочное, чем сульфат кальция соединение, разлагается уже при температурах 100–150 °С, что и обеспечивает значительное снижение серы в окатышах. Повышают уровень десульфурации компонентов шихты увеличение продолжительности обжига, измельчение известняка. При увеличении содержания кислорода в теплоносителе, процесс окисления сульфидов интенсифицируется, а процесс разложения сульфатов затормаживается.

Описанные процессы, протекающие с различной интенсивностью в зоне обжига, на границе с зоной рекуперации практически не прекращаются. В зону рекуперации воздух в слой окатышей сверху поступает из зоны охлаждения 1 (см. рис. 2.24), подогретый до 300–800 °С. В результате теплообмена с верхними слоями окатышей этот воздух насыщается теплотой, которую он переносит в нижние более холодные слои. Такая организация движения потока воздуха способствует завершению физико-химических процессов по высоте слоя к моменту перехода слоя окатышей в зону охлаждения 2. Весь воздух из зоны рекуперации направляется в зону сушки 1 для осуществления сушки сырых окатышей в режиме «продув». Эффективность теплопереноса зависит от теплосодержания слоя, особенно его верхних слоев, и от расхода воздуха через слой. Расход воздуха связан с режимом охлаждения обожженных окатышей. Реализация режима не допускает возникновения термических напряжений в окатышах, способных

снизить их прочность. В последней зоне — зоне охлаждения 2, завершается охлаждение окатышей атмосферным воздухом, поступающим в слой снизу. Его усредненный температурный потенциал на выходе из слоя не превышает 300 °С. Этот воздух направляется в систему «котел — электрогенератор» для выработки пара и электроэнергии, после чего эти ресурсы используются внутри предприятия.

Состав обожженных окатышей представлен в табл. 2.20, в которой также приведены сведения о выходе обожженных окатышей через коэффициент $K_{об}$ и о величине суммарного теплового эффекта, учитывающего тепловые эффекты не только экзотермических, но и эндотермических реакций. Знак «минус» указывает на то, что происходит выделение теплоты, т. е. тепловые эффекты первых реакций преобладает над тепловыми эффектами вторых.

Таблица 2.19

Химический состав обожженных окатышей

| Комбинат | Fe | FeO | SiO ₂ | CaO | MgO | Al ₂ O ₃ | S | $K_{об}$ | $Q_{фхп}$ |
|----------|-------|------|------------------|------|------|--------------------------------|-------|----------|-----------|
| ССГОК | 62,84 | 1,50 | 4,00 | 4,53 | 0,86 | 0,87 | 0,006 | 0,893 | 0,00 |
| КачГОК | 61,00 | 1,40 | 3,77 | 1,19 | 2,15 | 2,34 | 0,005 | 0,927 | –30 |
| ЛГОК | 66,30 | 1,40 | 4,45 | 0,18 | 0,24 | 0,24 | 0,005 | 0,925 | –90 |
| МГОК | 63,00 | 1,20 | 8,50 | 0,63 | 0,27 | 0,20 | 0,003 | 0,919 | –110 |
| КостГОК | 63,00 | 1,54 | 5,18 | 4,08 | 0,36 | 0,38 | 0,100 | 0,895 | –25 |
| ОЭМК | 67,20 | 0,50 | 2,94 | 1,45 | 0,24 | 0,22 | 0,002 | 0,925 | –145 |

Примечание. ССГОК — Соколовско-Сорбайский ГОК (Казахстан); КачГОК — Качканарский ГОК; ЛГОК — Лебединский ГОК; МГОК — Михайловский ГОК; КостГОК — Костомукшинский ГОК; ОЭМК — Оскольский электрометаллургический комбинат.

При сравнении этих данных с данными о составе сырых окатышей (см. табл. 2.16) можно заметить изменения в составе окатышей при их термической обработке на ОКМ. За счет удаления влаги, диссоциации карбонатов уменьшается масса окатыша, что приводит к заметному увеличению доли железа в общей массе окатыша. Содержание компонентов пустой породы по тем же причинам также несколько повышается.

Общее представление о распределении температур слоя окатышей по длине обжиговой конвейерной машины отражено на рис. 2.41. Подобные термограммы, полученные в результате математического моделирования, используют при проектировании конструкций и тепловых режимов в технологиях производства окатышей. Тепловой режим

по длине обжиговой машины, обеспечивающий необходимые температуры сушки нагрева (подогрева), обжига, рекуперации и охлаждения окатышей, реализуется путем сжигания природного газа или мазута для получения высоких температур в зоне обжига и организации движения переточных потоков продуктов горения и охлаждающего воздуха в неотапливаемые зоны. Пример осуществления тепловой схемы современной обжиговой конвейерной машины приведен на рис. 2.42. Представленная на этом рисунке схема включает вакуум-камеры 0–32, которые обеспечивают тепловую работу всех зон. Движение газообразных сред организуется тягодутьевыми устройствами — дымососами и вентиляторами, а распределение газовых потоков по зонам — запорно-регулирующей аппаратурой.

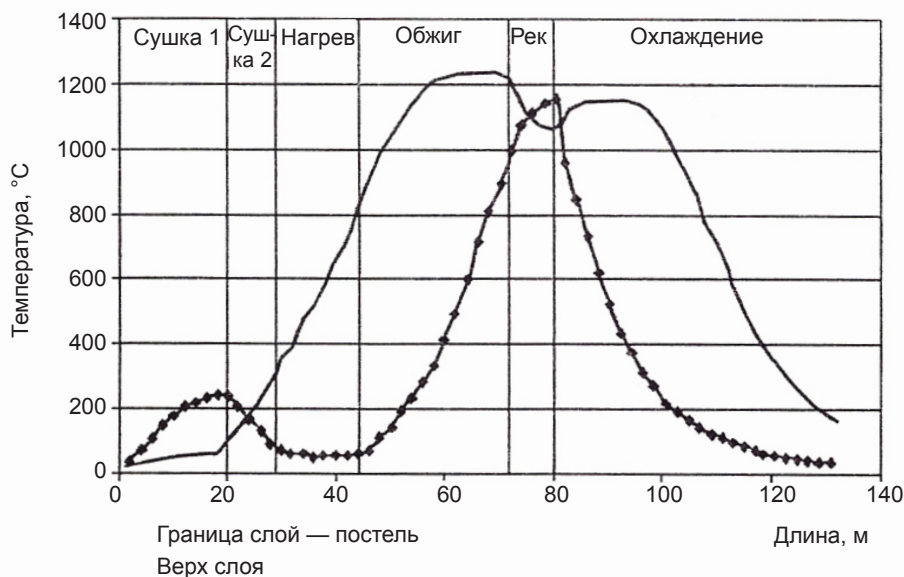


Рис. 2.41. Распределение температур слоя окатышей по длине обжиговой конвейерной машины

Основным источником получения тепловой энергии служит природный газ, сжигаемый с помощью инжекционных горелок в переточном коллекторе зон нагрева обжига. Высокие температуры на уровне 1120 °C в зонах нагрева и обжига обеспечивают (кроме удаления влаги) развитие и завершение теплообменных и физико-химических процессов (ФХП), связанных с упрочнением окатышей.

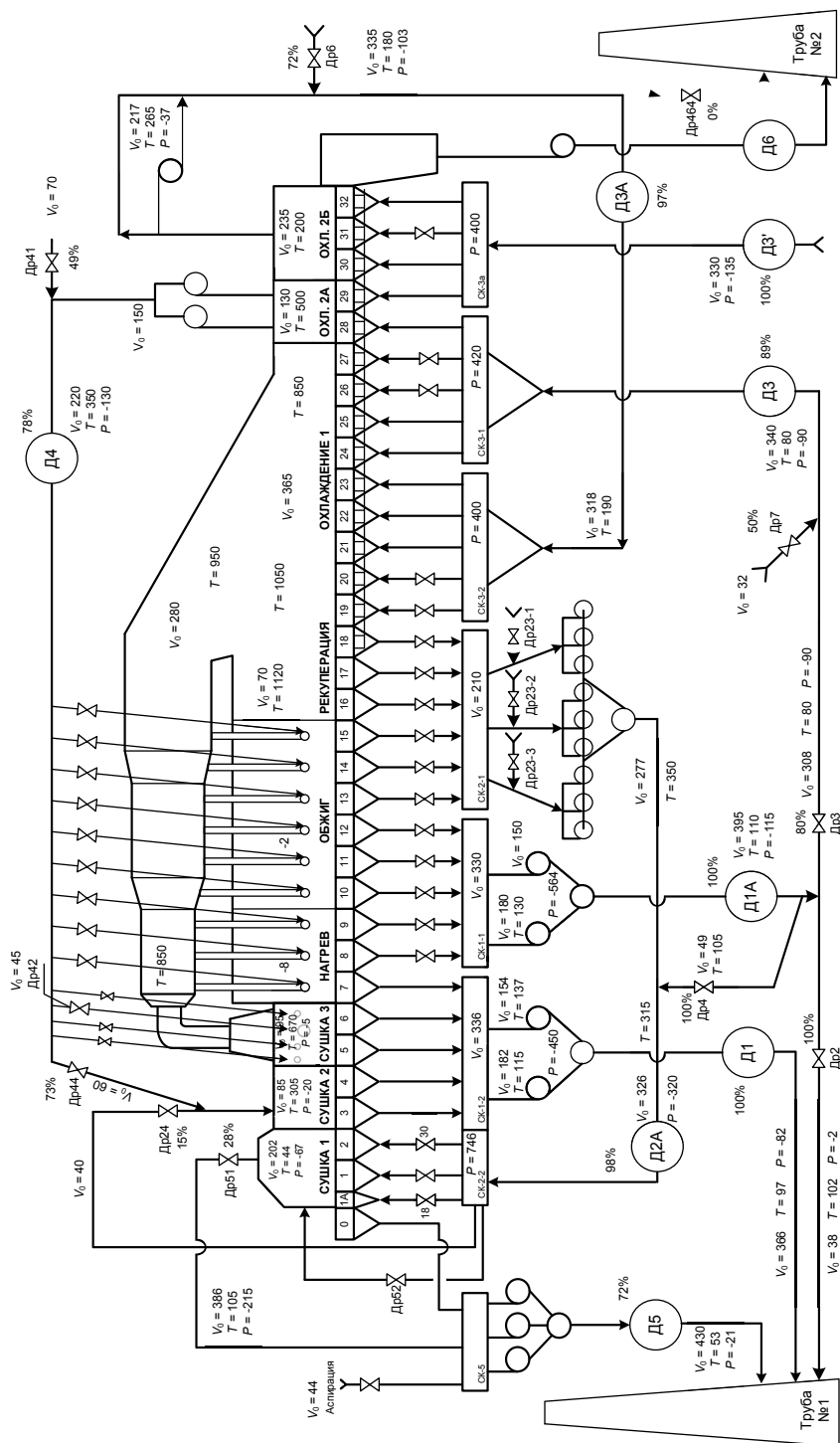


Рис. 2.42. Тепловая схема обжиговой машины ОКМ-520;

Д — тягоступовое устройство; Др — запорно-регулирующая арматура; СК — сборный коллектор; О — газоочистный аппарат;
 V_0 — расход газа, $\text{м}^3/\text{ч}$; T — температура газа, P — давление, мм вод.ст.

Воздух в зоне охлаждения 1 нагревается и после выхода из слоя смешивается с продуктами горения природного газа. Продукты горения, обогащенные кислородом воздуха, через переточный коллектор направляются в зону сушка 3, а также в зоны нагрева и обжига для снижения температуры горения природного газа и регулирования температуры нагрева слоя и обжига окатышей. Часть этого газа поступает в зону рекуперации.

Продукты горения топлива, покидающие слой в зонах, работающих в режиме «просос» — сушки 2 и 3, нагрева, обжига и рекуперации, освобождаются от пыли в газоочистных аппаратах и далее направляются в зону сушка 1. Избыток продуктов горения низкой температуры сбрасывается через трубу № 1 в атмосферу.

Для более эффективного использования тепла обожженных окатышей, зона охлаждения 2 разделена на две подзоны — 2А и 2Б. Воздух, нагретый в зоне 2А до 500 °С, после очистки направляется к инжекционным горелкам и в зоны сушка 2 и сушка 3. Вторая же его часть с более низкой температурой или сбрасывается на трубу № 2, как на схеме, или направляется в котел-утилизатор для выработки пара, после чего также сбрасывается через трубу в атмосферу.

Для анализа тепловой работы обжиговой конвейерной машины прибегают к составлению теплового баланса. Такой баланс позволяет дать обоснованную оценку степени совершенства работы действующего агрегата, а также определить направление совершенствования конструкции агрегата или пути улучшения его теплового режима. При составлении и расчете теплового баланса обычно выявляют особенности конструкции ОКМ, особенности обрабатываемых сырых окатышей и технологии их тепловой обработки. Прежде чем приступить к составлению и расчету теплового баланса, составляют путем расчета или по экспериментальным данным материальный баланс технологического процесса обжига окатышей.

Тепловой баланс конвейерной обжиговой машины с учетом материальных потоков твердых материалов и газообразных сред можно представить в виде следующей схемы (рис. 2.43).

Тепловые балансы могут быть составлены по приходу и расходу теплоты, затрачиваемой в течение часа работы ОКМ, ГДж/ч, а также по приходу и расходу теплоты на единицу массы продукции, МДж/т окат. В первом случае тепловые балансы составляются для анализа тепловой работы часовой производительности машины, во втором —

позволяют оценивать величины удельного прихода и расхода теплоты на тонну обожженных окатышей.

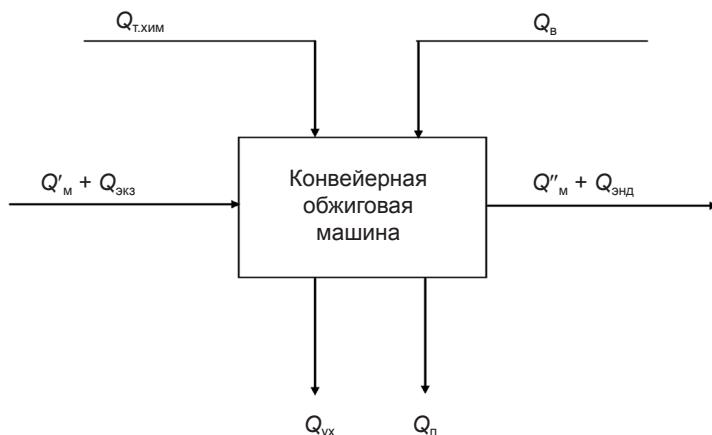


Рис. 2.43. Схема потоков теплоты конвейерной обжиговой машины

Независимо от размерности слагаемых, уравнение теплового баланса включает

$$Q_{Т.ХИМ} + Q_{В} + Q'_{м} + Q_{ЭКЗ} = Q''_{м} + Q_{ух} + Q_{ЭНД} + Q_{п}.$$

Приходная часть уравнения состоит из слагаемых:

$Q_{Т.ХИМ}$ — химической теплоты топлива;

$Q_{В}$ — теплоты воздуха, вводимого в газоходную систему;

$Q'_{м}$ — теплоты окатышей на входе в машину;

$Q_{ЭКЗ}$ — теплоты, выделяющейся при протекании экзотермических физико-химических процессов (ФХП).

Расходная часть баланса состоит из слагаемых:

$Q''_{м}$ — теплоты окатышей при разгрузке с ОКМ;

$Q_{ух}$ — теплоты газов, сбрасываемых в дымовую трубу и при продувах;

$Q_{ЭНД}$ — теплоты, затраченной на протекание эндотермических ФХП;

$Q_{п}$ — потерь теплоты машины в окружающую среду.

В представленном тепловом балансе не введена статья «Физическое тепло топлива», т. к. при эксплуатации ОКМ газообразное топливо — природный газ — не подогревают. Обычно тепловой баланс рассчитывается в пределах 1 ч работы обжиговой конвейерной машины (ОКМ), при этом размерность каждой статьи теплового баланса оценивается в гигаджоулях в час. Ниже для этих условий работы ОКМ представлена методика расчета статей теплового баланса.

Приходная часть теплового баланса включает:

- химическую теплоту топлива $Q_{\text{т.хим}}$

$$Q_{\text{т.хим}} = V_{\text{п.г}} Q_{\text{н}}^{\text{р}},$$

где $V_{\text{п.г}}$ — расход природного газа, $\text{м}^3/\text{ч}$;

$Q_{\text{н}}^{\text{р}}$ — низшая теплота сгорания рабочего топлива, $\text{МДж}/\text{м}^3$;

- теплоту окатышей на входе в машину $Q_{\text{м}}'$

$$Q_{\text{м}}' = G_{\text{с}} t_{\text{м}} c_{\text{м}},$$

где $G_{\text{с}}$ — производительность обжиговой машины по сырым окатышам, $\text{т}/\text{ч}$;

$t_{\text{м}}$ — температура сырых окатышей, $^{\circ}\text{C}$;

$c_{\text{м}}$ — теплоемкость сырых окатышей, $\text{кДж}/(\text{м}^3 \cdot ^{\circ}\text{C})$;

- теплоту воздуха, вводимого в газоходную систему $Q_{\text{в}}$,

$$Q_{\text{в}} = V_{\text{в}} t_{\text{в}} c_{\text{в}},$$

где $V_{\text{в}}$ — количество воздуха, вводимого в газоходную систему, тыс. $\text{м}^3/\text{ч}$;

$t_{\text{в}}$ — температура воздуха, вводимого в газоходную систему, $^{\circ}\text{C}$;

$c_{\text{в}}$ — теплоемкость воздуха, вводимого в газоходную систему, $\text{кДж}/(\text{м}^3 \cdot ^{\circ}\text{C})$;

- теплоту, выделяющуюся при протекании экзотермических ФХП,

$$Q_{\text{экз}} = 1590(\text{FeO}^{\text{н}} \cdot G_{\text{с}} - \text{FeO}^{\text{к}} \cdot G_{\text{об}})/100,$$

где $\text{FeO}^{\text{н}}$ — начальное содержание FeO в сырых окатышах, %;

$\text{FeO}^{\text{к}}$ — конечное содержание FeO в обожженных окатышах, %;

$G_{\text{об}}$ — производительность обжиговой машины по обожженным окатышам, $\text{т}/\text{ч}$.

Расходная часть теплового баланса состоит:

- из теплоты окатышей при разгрузке с ОКМ

$$Q_{\text{м}}'' = G_{\text{об}} t_{\text{об}} c_{\text{об}},$$

где $G_{\text{об}}$ — производительность обжиговой машины по обожженным окатышам, $\text{т}/\text{ч}$;

$t_{\text{об}}$ — температура окатышей при разгрузке с конвейера машины или на входе в зону охлаждения 2 (см. рис. 2.42), если нагретый воздух из этой зоны направляется в котел-утилизатор, $^{\circ}\text{C}$;

$c_{об}$ — теплоемкость окатышей в соответствующем диапазоне температур, кДж/(м³·°C).

- теплоты газов, сбрасываемых в дымовую трубу и при продувах,

$$Q_{ух} = V_{трд1} t_{трд1} c_{трд1} + V_{трд7} t_{трд7} c_{трд7} + V_{c1} t_{c1} c_{c1} + \\ + V_{ox1} t_{ox1} c_{ox1} + V_{ox2} t_{ox2} c_{ox2},$$

где $V_{трд1}$, $V_{трд7}$ — количество газа, сбрасываемого в дымовую трубу дымососами Д1 и Д7 соответственно, тыс. м³/ч;

$t_{трд1}$, $t_{трд7}$ — температура воздуха, сбрасываемого в дымовую трубу дымососами Д1 и Д7 соответственно, °C;

$c_{трд1}$, $c_{трд7}$ — теплоемкость воздуха, сбрасываемого в дымовую трубу дымососами Д1 и Д7 соответственно, кДж/(м³·°C);

V_{c1} , V_{ox1} , V_{ox2} — количество газа, поступающего в зону сушки I и воздуха — в зоны охлаждения I и охлаждения II соответственно, тыс. м³/ч;

t_{c1} , t_{ox1} , t_{ox2} — температуры газа, поступающего в зону сушки I и воздуха — в зоны охлаждения I и охлаждения II соответственно, °C;

c_{c1} , c_{ox1} , c_{ox2} — теплоемкость газа, поступающего в зону сушки I и воздуха — в зоны охлаждения I, охлаждения II, соответственно, кДж/(м³·°C);

- теплоты, затраченной на протекание эндотермических ФХП,

$$Q_{энд} = (2254 H_2O^H + 2930 CaO^H + 2480 MgO^H) \cdot G_c / 100,$$

где H_2O^H — начальное содержание H₂O в сырых окатышах, %;

CaO^H — содержание CaO в сырых окатышах, %;

MgO^H — содержание MgO в сырых окатышах, %;

- потеря теплоты обжиговой машиной в окружающую среду, Гдж/ч,

$$Q_{п} = (Q_{т.хим} + Q_{в} + Q_{м}' + Q_{экз}) - (Q_{м}'' + Q_{ух} + Q_{энд}).$$

Эта статья расходной части теплового баланса объединяет потери теплоты, связанные с охлаждением элементов конвейерной машины — тележек, ходовой части, колосников. От момента разгрузки обожженных окатышей до выхода этих элементов под загрузку сырых окатышей они охлаждаются, теряя накопленную при обжиге теплоту в окружающую среду. В эту же статью баланса входят и потери теплоты в окружающую среду переточными коллекторами и теми вакуум-камерами,

которые участвуют в рециркуляции газов, а также неучтенные потери утечек газа через неплотности эксплуатируемого оборудования.

В табл. 2.20 и 2.21 представлен тепловой баланс часовой производительности конвейерной обжиговой машины и удельный тепловой баланс на 1 т окатышей. Форма этих балансов, в которой статьи не детализированы, получила названия обобщенной.

Таблица 2.20

Тепловой баланс обжиговой машины, ГДж/ч

| Приход теплоты | | | | Расход теплоты | | | |
|----------------|--------------------|-------|------|-----------------|------------------|-------|------|
| Статья баланса | Обозначение | ГДж/ч | % | Статья баланса | Обозначение | ГДж/ч | % |
| Топливо | $Q_{\text{т хим}}$ | 450,7 | 65,3 | Окатыши | $Q_{\text{м}}$ | 44,5 | 6,4 |
| Воздух | $Q_{\text{в}}$ | 51,5 | 7,5 | Газ в атмосферу | $Q_{\text{ух}}$ | 196,7 | 28,5 |
| Окатыши | $Q_{\text{м}}'$ | 9,4 | 1,4 | ФХП | $Q_{\text{энд}}$ | 197,7 | 28,6 |
| ФХП | $Q_{\text{экз}}$ | 178,7 | 25,9 | Потери | $Q_{\text{п}}$ | 251,6 | 36,4 |
| ВСЕГО | $Q_{\text{пр}}$ | 690,4 | 100 | ВСЕГО | $Q_{\text{рас}}$ | 690,4 | 100 |

Таблица 2.21

Тепловой баланс обжиговой машины, МДж/т окатышей

| Приход теплоты | | | | Расход теплоты | | | |
|----------------|--------------------|--------|------|-----------------|------------------|--------|------|
| Статья баланса | Обозначение | МДж/т | % | Статья баланса | Обозначение | МДж/т | % |
| Топливо | $Q_{\text{т хим}}$ | 689,2 | 65,3 | Окатыши | $Q_{\text{м}}$ | 68,0 | 6,4 |
| Воздух | $Q_{\text{в}}$ | 78,8 | 7,5 | Газ в атмосферу | $Q_{\text{ух}}$ | 300,8 | 28,5 |
| Окатыши | $Q_{\text{м}}'$ | 14,4 | 1,4 | ФХП | $Q_{\text{энд}}$ | 302,2 | 28,6 |
| ФХП | $Q_{\text{экз}}$ | 273,3 | 25,9 | Потери | $Q_{\text{п}}$ | 384,7 | 36,4 |
| ВСЕГО | $Q_{\text{пр}}$ | 1055,7 | 100 | ВСЕГО | $Q_{\text{рас}}$ | 1055,7 | 100 |

При определении коэффициента полезного действия агрегата следует учесть:

- что теплота экзотермических реакций, связанная с окислением оксидов железа, является дополнительным источником теплоты;
- подогрев воздуха осуществляется за счет тепла обожженных окатышей, что не требует каких-либо дополнительных источников энергии;
- теплоту эндотермических реакций, связанную с процессами декарбонизации карбонатов, дегидратации гидратов, удаления вла-

ги, следует рассматривать как технологический процесс, подобный нагреву окатышей;

- если воздух из зоны охлаждения 2 направляется в котел-утилизатор, то в тепловом балансе теплоту этого воздуха не следует учитывать, а величину Q_m'' нужно оценивать по температуре на входе в эту зону.

Коэффициент полезного действия обжиговой машины, %, определяют

$$\eta = (Q_m'' - Q_m' + Q_{\text{энд}}) \cdot 100 / (Q_{\text{т.хим}} + Q_{\text{экз}}).$$

По данным табл. 2.20 этот коэффициент

$$\eta = [(44,5 - 9,4) + 197,7] \cdot 100 / (450,7 + 178,7) = 36,99 \%,$$

а по данным табл. 2.21

$$\eta = [(68,0 - 14,4) + 302,2] \cdot 100 / (689,2 + 273,3) = 36,97 \%.$$

Таким образом, для одной и той же технологии обжига окатышей значения коэффициентов полезного действия, рассчитанные по часовой производительности машины на 1 т обожженных окатышей, практически одинаковы, что является лишним подтверждением универсальности уравнения теплового баланса.

Тепловые балансы, которые составляются в целях анализа тепловой работы конкретной ОКМ, рассчитываются более подробно с учетом каждого источника тепловой энергии, с детальным учетом затрат теплоты на реализацию физико-химических процессов (ФХП), с учетом нагрева твердых и газообразных сред, элементов оборудования, а также с учетом потерь теплоты кладкой в окружающую среду. Форма такого теплового баланса получила названия развернутой. Такой подход использован при составлении теплового баланса, представленного в табл. 2.22. Сведения этого баланса позволяют получить представление о всех источниках и потребителях тепловой энергии. Так, теплота экзотермических реакций эквивалентна 30,6 % теплоте сжигаемого топлива, а теплота, вносимая постелью и металлом конвейерной ленты, составляет 4 % общего прихода теплоты, что позволяет лучше использовать в зоне сушки 1 энергию теплоносителя.

В расходной части тепловых балансов наибольшие потери теплоты приходятся на уходящие газы и потери теплоты с элементами конструкций ОКМ. В использовании теплоты уходящих газов и сокращении конструктивных потерь теплоты заключаются резервы уменьшения

расхода топлива. Увеличение степени рециркуляции газов и применение новых огнеупорных материалов для футеровки и изоляции горячих поверхностей позволит добиться желаемого результата в этом направлении.

Таблица 2.22

Тепловой баланс обжига окатышей

| Статья | ГДж/ч | % |
|---|---------------|---------------|
| Приход тепла | | |
| Химическая теплота топлива | 143,00 | 56,72 |
| Физическая теплота сырых окатышей | 2,02 | 0,80 |
| Теплота, вносимая постелью | 1,26 | 0,50 |
| Теплота, вносимая металлом конвейерной ленты: | | |
| колосниками | 2,02 | 0,80 |
| тележкой | 6,55 | 2,60 |
| ходовой частью | 0,25 | 0,10 |
| Теплота экзотермических реакций | 43,80 | 17,38 |
| Физическая теплота рециркулируемых потоков: | | |
| теплоноситель в зону сушки | 27,23 | 10,80 |
| воздух на горение и разбавление | 9,33 | 3,70 |
| Физическая теплота воздуха: | | |
| в зону рекуперации | 7,06 | 2,80 |
| в зону охлаждения | 3,03 | 1,20 |
| подсосов | 6,55 | 2,60 |
| ИТОГО | 252,10 | 100,0 |
| Расход тепла | | |
| Физическая теплота обожженных окатышей | 32,52 | 12,90 |
| Физическая теплота конвейерной ленты: | | |
| колосники | 4,54 | 1,80 |
| тележка | 27,23 | 10,79 |
| ходовая часть | 0,50 | 0,20 |
| Теплота эндотермических реакций | 15,88 | 6,30 |
| Физическая теплота рециркулируемых потоков: | | |
| теплоноситель в зону сушки | 27,23 | 10,80 |
| воздух на горение и разбавление | 9,33 | 3,70 |
| Физическая теплота отходящих газов: | | |
| сбрасываемых в атмосферу | 51,10 | 20,27 |
| подлежащих использованию вне машины | 39,24 | 15,59 |
| Потери тепла и невязка | 44,53 | 17,65 |
| ИТОГО | 252,1 | 100,00 |

Сбалансированные значения скоростей фильтрации, оценка подсосов, продувов, расходов на дымососах позволяют установить состояние уплотнений, герметичность газоходов, а также выявить возможности увеличения производительности дымососов и вентиляторов.

При сравнении расходов топлива в тепловых балансах (см. табл. 2.20 и 2.22) можно судить, что тепловой баланс, представленный в табл. 2.22, рассчитан для ОКМ, производительность которой почти в 3 раза меньше. Этим можно объяснить различия в долях отдельных статей.

С учетом того что природный газ сжигается холодным, тепловой КПД, %, ОКМ может быть определен по формуле

$$\eta = [(Q_m'' - Q_m') + Q_{\text{энд}}] \cdot 100 / (Q_{\text{т.хим}} + Q_{\text{экз}}),$$

$$\eta = \{[(32,52 - 2,02) + 15,88] \cdot 100 / (143,00 + 43,80)\} = 24,83 \, \%.$$

Экономическую эффективность технологии производства окатышей определяет расход тепловой энергии, источником которой является горение природного газа. Для расчета удельного его расхода $V_{\text{уд.п.г}}$, $\text{м}^3/\text{т}$ годных обож. окатышей, Ю. С. Юсфин предложил формулу

$$V_{\text{уд.п.г}} = \{[1000 (c_p t_{\text{обж}} + q_{\text{и}} g_{\text{вл}} + 31,84 [\text{CaO}]^{\text{н}} - 16 [\text{FeO}]^{\text{н}}) + V_{\text{ух}}^{\text{г}} c_{\text{ух}}^{\text{г}} t_{\text{ух}}^{\text{г}}] - \\ - [V_{\text{р}}^{\text{г}} c_{\text{р}}^{\text{г}} t_{\text{р}}^{\text{г}} + V_{\text{р}}^{\text{с}} c_{\text{р}}^{\text{с}} t_{\text{р}}^{\text{с}}] / (\mu Q_{\text{р}}^{\text{н}} k_1 k_2),$$

где $t_{\text{обж}}$ — температура в зоне обжига;

$q_{\text{и}}$ — теплота испарения влаги;

$g_{\text{вл}}$ — количество влаги, $\text{кг}/\text{кг}$, $q_{\text{и}} g_{\text{вл}} = [2487 + 1,95 (t_{\text{и}} - t_0)]$. Здесь $t_{\text{и}}$ и t_0 — температуры испарения и начальная окатышей;

$[\text{CaO}]^{\text{н}}$ и $[\text{FeO}]^{\text{н}}$ — начальные содержания CaO и FeO в сухих окатышах;

$V_{\text{ух}}^{\text{г}}$, $V_{\text{р}}^{\text{г}}$, $V_{\text{р}}^{\text{с}}$ — расходы продуктов горения, рециркуляционного воздуха, идущего на горение, рециркуляционных потоков, используемых в слое, $\text{м}^3/\text{т}$ сухих окатышей;

$c_{\text{ух}}^{\text{г}}$, $c_{\text{р}}^{\text{г}}$, $c_{\text{р}}^{\text{с}}$ и $t_{\text{ух}}^{\text{г}}$, $t_{\text{р}}^{\text{г}}$, $t_{\text{р}}^{\text{с}}$ — соответственно их теплоемкости и температуры;

μ — коэффициент учитывающий потери теплоты в горне и переточных коллекторах, $\mu = 0,86$;

$Q_{\text{р}}^{\text{н}}$ — теплота горения газа, $\text{кДж}/\text{м}^3$;

k_1 и k_2 — коэффициенты выхода обожженных окатышей из сухих k_1 и годных из обожженных k_2 .

Для расчета удельного расхода природного газа предварительно рассчитывают материальный и тепловой балансы обжига окатышей.

Материальные и тепловые балансы, математические модели, построенные с использованием закономерностей тепловых и массообменных явлений в технологии производства окатышей, широко используются при анализе современных технологий, а также при исследовании путей дальнейшего их развития и совершенствования.

2.2.5. Пути совершенствования технологии производства окатышей

Технологии производства окатышей развиваются в двух направлениях:

- совершенствования технологии за счет улучшения и оптимизации качества всех составляющих шихты, что отражается на улучшении металлургических свойств окатышей — восстановимости и горячей прочности;
- совершенствования технологий обжига за счет организации тепловой обработки окатышей на всех стадиях технологии производства окатышей — сушки, нагрева, рекуперации, обжига и охлаждения, что приводит к более эффективному использованию тепловой энергии и снижению удельных расходов условного топлива.

Путь улучшения восстановимости железорудных окатышей в технологиях их производства в настоящее время определяется применением бентонитополимерных композиций. Полимеры в этой технологии используются для равномерного распределения связующего по объему окатыша. Тем самым создаются условия для формирования однородной силикатной связки во всем объеме окатыша, которая значительно уменьшает возможность трещинообразования. Это свойство полимеров, названное транспортирующей способностью, также обеспечивает условия внесения и равномерного распределения микродобавок и наночастиц различных минеральных компонентов в окатышах. Изменяя состав минеральной и полимерных частей связующего, можно воздействовать на металлургические свойства окатышей. Технология использования новых композиций связующих располагает для этого широким спектром таких добавок, а именно:

- алюмосиликатными — улучшают прочностные характеристики сырых окатышей, упрочняют поверхностные зоны окатышей при

обжиге и в итоге улучшают гранулометрический состав годных окатышей;

- алюмосодержащими — создают условия для образования силикатной связки и улучшения физико-химических свойств обожженных окатышей;
- кальцийсодержащими — повышают основность окатышей и их пористость;
- магниезиальными — улучшают металлургические свойства окатышей, воздействуя на прочность окатышей при высоких температурах;
- органоминеральными углеродосодержащими — способствуют ускорению прогрева окатышей за счет действия внутренних источников тепла в зонах сушки и прогрева, формирования равномерной пористости в объеме окатыша.

Для процессов обжига наиболее технологичными являются связующие на основе минеральных и полимерных компонентов. Соотношение между ними может изменяться в зависимости от химического и минералогического состава железорудных концентратов. Применение таких бентонитополимерных композиций в качестве комплексного связующего положительно влияет на процесс получения сырых окатышей, улучшая комкуемость железорудных концентратов. В итоге это приводит в процессе обжига не только к равномерному увеличению пористости окатышей за счет выгорания полимеров, но и к повышению их прочностных характеристик за счет введения в шихту минеральных добавок. Последние в виде карбонатов также способствуют увеличению пористости окатыша при термическом разложении, сопровождающимся выделением углекислого газа.

В результате испытаний на ОАО «Качканарский ГОК. Ванадий» установлено, что при расходе комплексного связующего 0,05 кг/т окатышей расход бентонита уменьшился с 12,12 до 6,35 кг/т, при этом качество сырых окатышей сохранилось на прежнем уровне. Механическая прочность, судя по барабанной пробе, для обожженных окатышей класса более 5 мм возросла до 94 %. Исследования, проведенные на других фабриках, в частности, на ОАО «Карельский окатыш» и ОАО «Лебединский ГОК», позволили также установить необходимость выбора рецептуры связующего в зависимости от физико-химических свойств железорудного концентрата. Только оптимизация рецептуры способна обеспечить положительные эффекты применения

новых связующих. Главные же эффекты применения в технологиях производства окатышей новых композиций связующих будут получены в доменной плавке. За счет снижения в окатышах содержания оксида железа, улучшения восстановимости и горячей прочности обожженных окатышей следует ожидать и роста производительности доменных печей и снижения удельного расхода кокса.

Второе направление совершенствования технологий производства окатышей связано с работой обжиговых машин.

К середине 1990-х гг. эксплуатируемые в России обжиговые машины морально и физически устарели. По технологическим и техническим показателям они уже не соответствовали современным требованиям по энергопотреблению и качеству обожженных окатышей, а также по решению экологических проблем производства окатышей. Поэтому коренная реконструкция производства железорудных окатышей в целях значительного снижения энергетических и материальных затрат и улучшения качества окатышей стала одним из определяющих условий для повышения эффективности работы предприятий в условиях рыночной экономики. Инициатором такой реконструкции в стране стало руководство ОАО «Лебединский ГОК», которое поручило НПВП «ТОРЭКС» и Институту металлургии УрО РАН разработку технических решений и их реализацию.

В качестве основных направлений ресурсо- и энергосбережения были определены следующие:

- повышение степени рециркуляции газовоздушных потоков в целях улучшения эффективности их использования в технологических зонах машины;
- увеличение газоплотности горнов и газовоздушных камер обжиговой машины, коллекторов, газоходов, тягодутьевого и газоочистительного оборудования в целях снижения удельного расхода электроэнергии;
- оптимизация соотношения размеров и конструкций технологических зон обжиговой машины при ликвидации реверса хладоагентов в зоне охлаждения в целях снижения удельных расходов топлива;
- совершенствование технологии, температурного и газодинамического режимов термообработки слоя окатышей в целях повышения качества обожженных окатышей;

- внедрение автоматизированной системы управления технологическими процессами производства окатышей в целях повышения эффективности оперативного управления, включая диагностику работы машины и ее отдельных узлов.

Благодаря реализации технических решений на одной из обжиговых машин ОАО «Лебединский ГОК» по указанным направлениям значительно повысилась эффективность ее работы, о чем свидетельствуют показатели табл. 2.23.

Таблица 2.23

| Показатели реконструкции | До | После |
|--|-------|-------|
| Производительность, т/ч | 282,0 | 308,7 |
| Удельный расход электроэнергии, кВт · ч/т | 61,0 | 45,3 |
| Удельный расход природного газа, м ³ /т | 18,8 | 13,7 |

Достигнутые результаты по ресурсо- и энергосбережению получены при значительном улучшении качества обожженных окатышей и существенном снижении уровня загрязнения окружающей среды.

В своей совокупности реализация указанных выше направлений при реконструкции фабрик окатышей направлена на разработку тепловых режимов последовательно протекающих процессов сушки, нагрева (прогрева), обжига и охлаждения окатышей. Основная цель, преследуемая при этом, состоит в достижении максимально возможного использования тепловой энергии при получении высококачественных окатышей по прочности (холодной и горячей) и восстановимости. Основные принципы, используемые для достижения данной цели, заключаются в оптимизации соотношения площадей технологических зон, в разделении газовых (воздушных) потоков по температурному потенциалу и расходным характеристикам, в максимальном использовании тепла обожженных окатышей и технологических газов, в повышении уровня автоматического управления работой обжиговой конвейерной машиной.

Естественно, что стандартного теплового режима, пригодного для всех фабрик России, не существует. Для каждой фабрики, в зависимости от характеристик железорудного сырья и добавок, конструкции обжиговой машины, высоты слоя окатышей, подвергаемых обжигу, может быть рассчитан тепловой режим, включающий распределение теплоносителей по зонам. При этом в качестве основных параметров используется расход теплоносителя и его температура: расход тепло-

носителя определяет скорость его движения в слое, а температура — начальные условия термообработки окатышей в той или иной зоне. Основное требование при разработке теплового режима — выбор размера площадей зон термообработки с расчетом оптимальных скоростей процессов тепломассообмена в каждой зоне. Выбор площадей зон связан и с ограничениями, накладываемыми на условия тепловой обработки окатышей в той или иной зоне. При этом важно соблюсти баланс газовых потоков между зонами нагрева и охлаждения. Дисбаланс между ними ведет или к увеличению температуры разгружаемых окатышей, или к увеличению количества сбрасываемых газов в атмосферу. В обоих случаях недостаточно использована тепловая энергия: в первом — горячих окатышей, во втором — газовых потоков. Суммарный итог дисбаланса — перерасход топлива.

Накопленный ООО НПВП «ТОРЭКС» многолетний опыт по исследованию тепловой работы обжиговых машин использован при разработке тепловой схемы обжиговой конвейерной машины нового поколения, схема которой приведена на рис. 2.44. При ее разработке удалось предложить технологию обжига, которая способна обеспечить энергосберегающий режим работы обжиговой машины с улучшенными показателями по технологии обжига и защите окружающей среды. В эту технологию вошли следующие разработки:

- трехсекционная зона сушки;
- оптимальное распределение технологических зон;
- переточная система подачи высокотемпературного воздуха из зоны охлаждения в зоны нагрева и обжига;
- газоходная система с минимальными выбросами теплоносителя в атмосферу через дымовую трубу;
- интенсификация процесса сушки окатышей;
- совершенствование режима сжигания топлива;
- рациональный режим термообработки окатышей;
- повышение эффективности работы тягодутьевых машин;
- функциональная схема автоматики с технологическими алгоритмами регулирования параметров.

В соответствии с предложенной схемой, зона сушки, как уже упоминалось, разделена на 3 секции: сушка I, сушка II и сушка III. В каждой из этих секций удаление влаги происходит в режимах, которые не допускают разрушения окатышей, сохраняя их прочность. Для этого в секцию зоны «сушка I» с первоначальной влажностью окатышей до 9 % те-

плотоситель (обычно воздух) с температурой 250–350 °С подводят снизу слоя. В этих условиях происходит подогрев окатышей, допускающий переувлажнение окатышей в ограниченном объеме слоя. Максимум переувлажнения при этом сосредотачивается в верхних горизонтах слоя. В секции зоны «сушка II» интенсивность сушки сырых окатышей повышена. Для этого меняют направление движения теплоносителя, в качестве которого обычно используют воздух с естественной влажностью и с температурой около 300 °С. Воздух с такими параметрами обеспечивает оптимальный нагрев слоя окатышей и более высокую разность потенциалов влажности, что благоприятно сказывается на скоростях сушки. В секции зона «сушка III» определяющим является процесс удаления влаги из срединных объемов слоя окатышей. Поскольку на предыдущих этапах сушки основная часть влаги была удалена, то в этой зоне целесообразно использовать горячий воздух, температура которого не превышает 700 °С. При соответствующем расходе теплоносителя с такой температурой, интенсивный нагрев окатышей на верхних горизонтах слоя сопровождается понижением температуры теплоносителя.

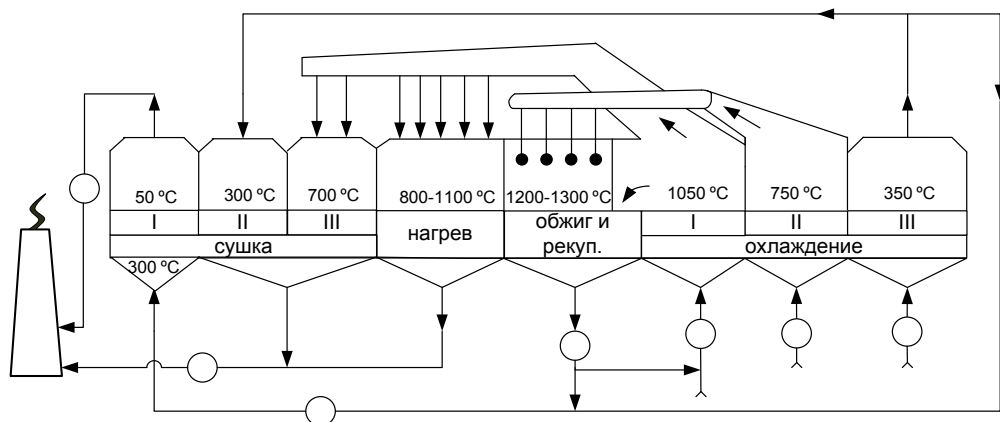


Рис. 2.44. Схема конвейерной обжиговой машины нового поколения (пояснения в тексте)

Благодаря такой организации сушки отсутствуют условия для «жесткого» режима сушки окатышей на нижних горизонтах слоя. Тем самым обеспечивается сохранение прочности окатышей, подготовленных для следующих технологических операций.

Далее высушенные окатыши попадают в зону нагрева, обогреваемую теплоносителем, температура которого лежит в пределах 800–900 °С (при

обжиге доменных окатышей) и 800—1100 °С (при обжиге окатышей для металлзации). В первое время пребывания окатышей в этой зоне, наряду с процессами нагрева окатышей, завершается процесс удаления влаги. По мере прогрева окатышей развиваются процессы разложения карбонатов, окисления оксидов железа. Скорости нагрева окатышей выбираются таким образом, чтобы внутри окатыша не возникали термические напряжения, обусловленные высокими градиентами температур между поверхностью и центром окатыша. В зоне нагрева стремятся завершить процесс окисления окатышей и тем самым обеспечить рост основных свойств окатышей — прочности и восстановимости.

Главный и завершающий процесс спекания окатышей в прочные гранулы реализуется в технологии производства окатышей в зоне обжига. Увеличение прочности в процессе обжига окатышей происходит в результате образования и роста контактов между частицами и уменьшения пористости. Однако при спекании многокомпонентных систем, к которым относятся окатыши, в твердой фазе весьма трудно получить плотную структуру за ограниченное время обжига.

Образование жидкой фазы существенно активизирует процесс спекания за счет постепенного растворения в ней мелких частиц и осаждения этой массы на поверхности крупных частиц. В отличие от процесса агломерации железных руд, при обжиге окатышей стремятся ограничить образование жидких фаз, чтобы не допустить спекания окатышей в гроздья.

Основные процессы, протекающие при обжиге окатышей, связаны с завершением процесса разложения карбонатов, окислением оксидов железа, протеканием твердофазных реакций спекания и лимитируются либо скоростями химических процессов, либо транспортом реагентов в газовой или твердой фазах, либо теплообменными процессами. Результаты многочисленных теоретических и экспериментальных исследований показывают, что кинетика обжига окатышей во многом определяется не только свойствами железорудных концентратов и качеством сырых окатышей. Она зависит, главным образом, от температурно-временных условий обжига.

По предложению Г. М. Майзеля (см. «Теплотехнические методы анализа агломерационного процесса / под ред. Ю. Г. Ярошенко. Екатеринбург, 2004) завершенность процессов обжига, а следовательно, и формирование качественных показателей обожженных окатышей могут быть оценены с помощью интегрального температурно-временного показателя

$$\Sigma(t\tau) = \int_0^{\tau_k} [t(\tau) - t_{\text{тс}}] d\tau,$$

где τ_k — продолжительность обжига при температурах выше температуры начала твердофазного спекания $t_{\text{тс}}$;

$t(\tau)$ — изменение температуры материала во времени τ .

Экспериментальные исследования по кинетике спекания концентратов различных месторождений показали, что для каждого из них существует эффективная величина интегрального температурно-временного показателя $(\Sigma t\tau)_{\text{эф}}$, достижение которой характеризует прочность окатышей, соответствующую техническим условиям. Эта величина в производстве окатышей из железорудных концентратов различных горно-обогатительных комбинатов характеризуется следующими значениями, К·мин:

| | |
|----------------------------|------|
| Криворожский..... | 427 |
| Лебединский..... | 995 |
| Соколовско-Сарбайский..... | 1340 |
| Качканарский..... | 2915 |

Все процессы, протекающие в зоне обжига, относятся к высокотемпературным. Поэтому эта зона активно снабжается теплом за счет сжигания газа, а также физического тепла первичного и вторичного воздуха. Качество обжига окатышей, определяемое полнотой протекания указанных выше процессов, зависит от интенсивности подачи тепла в слой и времени тепловой обработки. Поэтому всегда можно выбрать наиболее рациональный способ подвода тепла в слой и рациональную тепловую схему обжига, используя для этого накопленный опыт, результаты различного рода исследований, включая и математическое моделирование.

В зону рекуперации из зоны охлаждения поступает теплоноситель, которым является воздух с температурой 1100–1150 °С. Этот воздух, нагреваясь на верхних горизонтах слоя окатышей практически до температур обжига, переносит это тепло в нижние горизонты слоя, обеспечивая передвижение фронта максимальных температур к горизонту постели. Благодаря такой организации рекуперации тепла горячих окатышей удастся выровнять температуру по высоте слоя и улучшить условия для процесса твердофазного спекания в нижних горизонтах слоя.

Зона охлаждения (см. рис. 2.44) в целях наиболее эффективного использования тепла охлаждаемых окатышей разделена на 3 секции: охлаждение I, охлаждение II и охлаждение III. Секции, как теплооб-

менники, работают автономно, что обеспечивает оптимизацию температурных параметров газовых сред и их расходов для каждой секции. Так, температура охлаждающего воздуха на входном коллекторе первой секции зоны охлаждения не должна быть низкой, поскольку это может приводить к разупрочнению окатышей низа донной постели и снижению стойкости колосников. Выполненный в НПВП «ТО-РЭКС» анализ тепловой работы первой секции привел к выводу о целесообразности повышения температуры охлаждающей газовой среды до 250 °С. При этих условиях сокращается удельный расход топлива, уменьшаются газовые выбросы и создаются резервы для повышения производительности обжиговой машины с соблюдением ограничений по температуре окатышей при их разгрузке. Охлаждающая среда формируется путем смешения холодного воздуха с технологическими газами зон нагрева или обжига. Следует отметить, что с повышением температуры газовой смеси, на входе в секцию увеличивается перепад давления газового потока в данной части зоны охлаждения. При этом необходимо учитывать, что затраты электроэнергии на работу вентилятора компенсируются выгодой, получаемой за счет увеличения выхода годного продукта (обоженных окатышей) и снижения удельного расхода топлива.

Горячий воздух из первой секции зоны охлаждения разделяется на два потока: большая его часть с температурой 1050–1100 °С направляется в зоны сушки и нагрева, улучшая их тепловые балансы, а меньшая — с той же температурой поступает в зону рекуперации. Важно подчеркнуть: высокотемпературный газ внутренней рециркуляции поступает в технологические зоны сушки и нагрева под действием перепада давления по переточной системе, состоящей из трех футерованных трубопроводов — центрального и двух боковых. Центральный трубопровод используется для передачи горячего теплоносителя из первой секции зоны охлаждения в зоны сушки и нагрева.

Вторая секция зоны охлаждения работает по сравнению с первой в лучших температурных условиях. В эту секцию приходят колосники и окатыши постели с более низкой температурой. Кроме того, за счет охлаждения окатышей, их средняя температура по высоте слоя снизилась до 700–750 °С, что позволило использовать для целей охлаждения холодный воздух. Получаемый при охлаждении окатышей в этой секции горячий воздух используется при сжигании газа в зоне обжига. Физическое тепло этого воздуха обеспечивает снижение расхода то-

плива при обжиге окатышей. Передача горячего воздуха осуществляется по двум боковым футерованным трубопроводам переточной системы также за счет перепада давления между секцией охлаждения II и зоной обжига. Благодаря переточной системе подачи воздуха, сжигание топлива сосредоточено только в зоне обжига, при этом используется меньшее число инжекционных горелок в сравнении с ОКМ той же производительности, но с традиционными тепловыми схемами.

Завершается процесс охлаждения окатышей при температурах, определяемых техническими условиями в секции охлаждения III. Холодный воздух нагревают в ней секции до 350°C и передают в зону сушки II, процессы удаления влаги в которой описаны выше.

Представленная схема обеспечивает максимальное использование тепла обожженных окатышей и технологических газов. В дымовую трубу сбрасываются только низкотемпературные влажные газы из зоны сушки. Благодаря высокой степени рециркуляции газов, количество дымовых газов ограничивается $1500\text{--}1600\text{ м}^3/\text{т}$, расход природного газа снижается до $8,4\text{ м}^3/\text{т}$, а расход электроэнергии составит менее $20\text{ кВт}\cdot\text{ч}/\text{т}$.

Для интенсификации процессов тепло- и массообмена, в технологиях обжига окатышей была предложена технология, связанная со сжиганием газа в слое. Первые сообщения о работах И. И. Ровенского, Н. Н. Бережного (СССР), О. Лелела (США) по сжиганию газа в слое кусковых материалов при обжиге окатышей относятся к 1958–1962 гг. Однако недостаточная разработанность теплотехнических сторон процесса горения газообразного топлива в плотном слое кусковых материалов сдерживала внедрение такого способа в производство окатышей.

К идее сжигания газа в слое вернулись в 1970 г. Коллективом исследователей из Уральского государственного технического университета — УПИ, ОАО «ВНИИМТ» и института «Механобрчермет» был теоретически исследован обжиг окатышей при сжигании газа непосредственно в слое, а на фабриках по производству окатышей было осуществлено его опытно-промышленное внедрение.

Под руководством В. И. Лобанова (УГТУ–УПИ) были проведены обширные лабораторные и опытно-промышленные исследования, в результате которых были установлены особенности горения газообразного топлива в слое железорудных окатышей при недостатке и избытке окислителя, а также возможности управления этим процессом. Удалось также выяснить особенности формирования зоны го-

рения и влияние на скорость ее движения основных технологических факторов и проанализировать условия теплообмена при горении газа в слое окатышей. В итоге были предложены устройства для сжигания газа в слое и тепловые схемы обжиговых машин различной производительности. Поскольку при технологии сжигания газа в слое появляется еще один источник тепловой энергии, дополняющий основной, расположенный в зоне обжига, такой технологический способ обжига получил название комбинированного.

Технология сжигания газа в слое позволила устранить неравномерность термообработки окатышей по высоте слоя на обжиговых машинах конвейерного типа и улучшить качество готовой продукции.

Вариант распределения теплотехнических зон и газовых потоков на обжиговой конвейерной машины при комбинированном способе обжига показан на рис. 2.45.

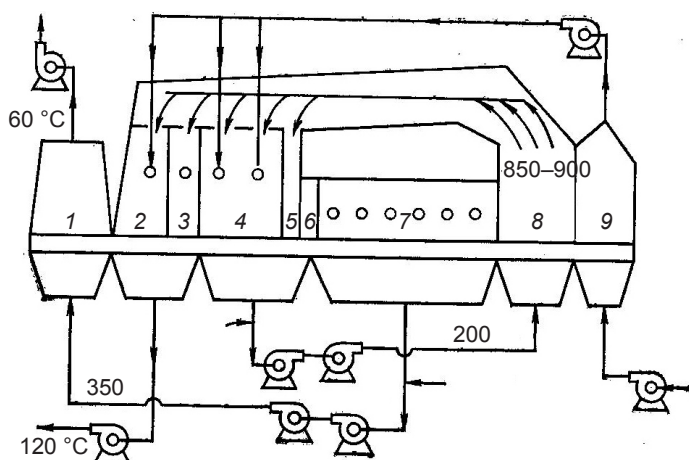


Рис. 2.45. Схема теплотехнических зон и потоков газа на обжиговой конвейерной машине при сжигании газа в слое:

1 — зона сушки I; 2 — зона сушки II; 3 — зона подогрева; 4 — зона обжига I; 5 — зона рекуперации; 6 — зона охлаждения поверхности слоя; 7 — зона обжига II (слоевое сжигание газа); 8 — зона охлаждения I; 9 — зона охлаждения II

Технология данного способа обжига окатышей организуется в следующей последовательности: сушку и подогрев слоя окатышей осуществляют также, как описано выше, а обжиг окатышей верхних горизонтов при температуре 1200–1300 °C на глубину 75–100 мм ведут просасываемыми продуктами факельного сжигания газа в горновом пространстве. После этого в слой подают холодную газоздушную

смесь (коэффициент расхода воздуха $\alpha = 3,0 \dots 5,0$), которая, проходя через нагретый материал, подогревается до температуры воспламенения, тогда начинается устойчивый процесс горения газа в слое. Продукты горения газовоздушной смеси проходят через нижележащие слои окатышей и нагревают их. По мере нагрева окатышей до температуры, при которой происходит воспламенение газовоздушной смеси, процесс горения распространяется ниже, что обеспечивает равномерный нагрев окатышей до заданной технологической температуры по всей высоте слоя.

При исследовании данной технологии были определены скорости движения зоны горения, ее размеры, условия стабилизации зоны горения в зависимости от скорости фильтрации и диаметра окатышей. Теплотехническими расчетами предсказано, а практикой работы обжиговых машин с использованием технологии сжигания газа в слое подтверждено:

- устранение неравномерности нагрева окатышей по высоте слоя;
- обеспечение устойчивого нагрева окатышей до требуемых технологией спекания температур;
- возможность регулирования времени выдержки окатышей при температуре спекания с варьированием при этом скоростью движения зоны горения.

При комбинированном способе обжига окатышей, одновременно с нагревом нижних горизонтов слоя окатышей происходит охлаждение окатышей на верхних горизонтах. Это позволяет значительно сократить размеры зоны охлаждения (с 40 до 15–20 % от всей площади машины) и снизить температуру разгружаемых окатышей до 100–200 °С.

Уменьшение зоны охлаждения позволяет также более рационально использовать площадь обжиговой машины и увеличить ее производительность. Сокращение времени факельного сжигания газа в горне, подогрев до 800–900 °С газовоздушной смеси в слое обожженных окатышей при высоких коэффициентах расхода воздуха обеспечил заданные технологические условия получения качественных окатышей.

Реализация комбинированного способа обжига окатышей на двух обжиговых конвейерных машинах Качканарского ГОКа показала надежность использованного газогорелочного устройства, обеспечившего устойчивое и безопасное сжигание газа в слое окатышей. Новая технология термообработки шихты по сравнению с технологией обжига окатышей без сжигания газа в слое, наряду с улучшением каче-

ства окатышей, обеспечила увеличение производительности агрегатов на 10–12 %, снижение расхода природного газа на 10–15 %, электроэнергии на 6–8 %.

Перспективно использование комбинированного способа обжига окатышей и для получения частично восстановленных окатышей. В этом случае газ следует сжигать при недостатке воздуха по реакции



Предварительный подогрев газозелудушной смеси до 900–950 °С при прохождении ее через слой разогретых окатышей обеспечивает процесс разложения метана и получение в зоне горения восстановительного газа, содержащего 15–18 % СО, 25–28 % Н₂ и 4–6 % СН₄. Достоинством такого способа получения частично восстановленных окатышей в том, что восстановительный газ образуется непосредственно в слое материала без дополнительных затрат энергии и без использования специальных аппаратов. Окатыши, полученные таким путем, содержат 28–50 % FeO и обладают высокой металлургической прочностью при восстановительно-тепловой обработке.

Опыт эксплуатации обжиговых конвейерных машин при сжигании газа в слое указал на реальную возможность дополнительного использования ресурсов в области энергосбережения и снижения загрязнения окружающей среды. Однако эффективная реализация комбинированного способа обжига окатышей — технологии более высокого уровня — требует организации соответствующего автоматизированного контроля и управления процессами сжигания газа в слое.

В заключение следует отметить, что производительность и качество обожженных окатышей определяется не только технологическим режимом обжига — распределением технологических потоков газа и воздуха. Эти показатели во многом зависят от особенностей характеристик используемого оборудования и работы всей технологической цепочки, от добычи руды на горно-обогатительном комбинате и далее дробления, обогащения, смешения шихты до ее окомкования и обжига сырых окатышей. Подтверждением этому может послужить полученная в результате исследовательских работ НПП «ТОРЭКС» зависимость между качеством окатышей и производительностью обжигового агрегата, установленная по показателям работы обжиговых машин России одного из горно-обогатительных комбинатов страны (рис. 2.46). Эта зависимость представлена в виде поля экспериментальных данных.

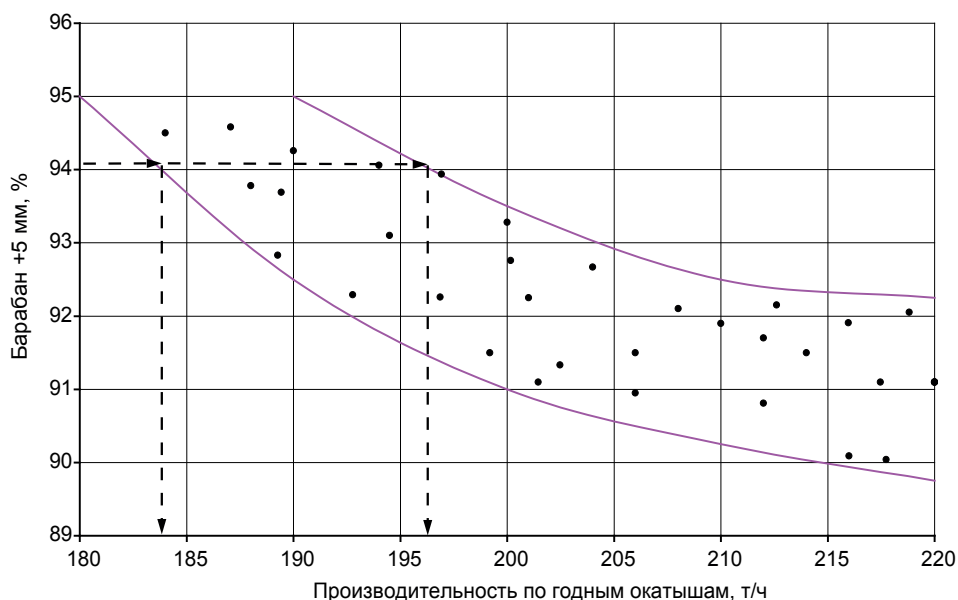


Рис. 2.45. Зависимость прочности окатышей (выхода класса +5 мм после испытания в барабане) от производительности обжиговой машины

Относительно высокую прочность окатышей, оцениваемую барабанной пробой +5 на уровне 94,1 %, получают на одной машине при производительности 184 т/ч, а на другой — при 196 т/ч. Такое расхождение можно объяснить тем, что высокая прочность окатышей в условиях относительно высокой производительности обжигового агрегата была достигнута при соблюдении технологических режимов на всех этапах производства окатышей. Любые же колебания технологических параметров в этой цепочке отражаются на работе обжиговых машин и, в конечном счете, на ухудшении качества получаемого продукта — окатышей. Стремление сохранить высокое качество окатышей вызывает необходимость снижения производительности обжиговой машины. Разброс показателей работы обжиговых машин и объясняется указанными выше факторами. Важно при этом отметить, что независимо от различия в деталях организации обжига, четко проявляется связь между увеличением производительности обжиговой машины и ухудшением качества окатышей (см. рис. 2.46).

Качество получаемых окатышей существенно зависит от удельного расхода топлива (природного газа) на процесс обжига, о чем наглядно свидетельствуют данные рис. 2.47. И хотя приведенные на этом

рисунке сведения относятся не к самым лучшим технико-экономическим показателям обжиговой машины, такой характер зависимости между прочностью окатышей и удельным расходом топлива справедлив для всех агрегатов подобного типа. В данном случае обращает внимание на себя факт существования диапазона по расходу топлива 16,4–17,4 м³/т окатышей, когда влияние на выход фракции +5 наиболее значительно. За пределами этого диапазона влияние рассматриваемого фактора на качество окатышей ослабевает.

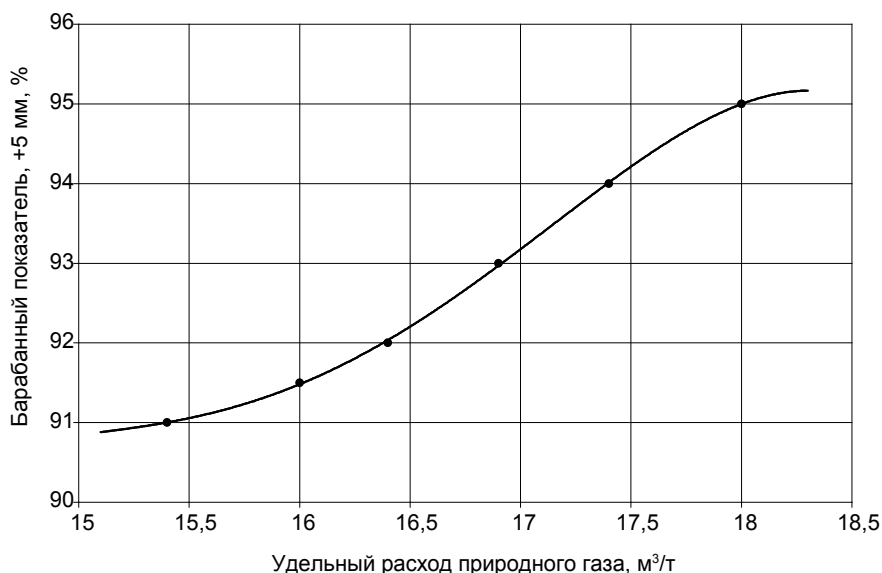


Рис. 2.47. Зависимость прочности окатышей (выхода класса +5 мм после испытания в барабане) от удельного расхода природного газа на обжиг

Из анализа представленных на рис. 2.46 и 2.47 зависимостей следует, что обеспечение высокого качества окатышей при увеличении производительности обжиговой машины может быть достигнуто за счет повышения удельного расхода природного газа. Однако такой однозначный вывод может оказаться не всегда верным. Обоснованные рекомендации по анализу и изменению той или иной технологии на любом этапе производства окатышей всегда связаны с комплексным изучением организации и оптимизации процессов обжига. Только после количественной оценки влияния тех или иных параметров на работу обжиговых машин следует вносить коррективы в технологические и тепловые режимы работы обжиговых машин.

Производительность обжиговых машин может быть улучшена за счет либо ликвидации негативных явлений, обусловленных переувлажнением, либо за счет значительного уменьшения влияния этого явления на технологию спекания окатышей. Эта цель может быть достигнута путем внедрения двухслойного способа сушки окатышей. Данный способ предусматривает сушку слоя окатышей высотой 200–250 мм при минимальном переувлажнении, что достигается реализацией сушки в наиболее эффективном режиме «просос». После просушки этого слоя, на него наносится второй слой окатышей подобной высоты, сушка которого также организована в режиме «просос», что и обеспечивает минимальное переувлажнение. Развитие процессов сушки при двухслойной загрузке, полученное путем математического моделирования этого процесса, показано на рис. 2.48.

Сравнение данных этого рисунка с данными рис. 2.37 (двухсекционная сушка) и 2.38 (трехсекционная сушка) позволяет отметить, что при двухслойной сушке существенно уменьшаются объемы слоя с переувлажнением, что приводит к не менее значимому результату — сокращению длин зон сушки для первого и второго слоя.

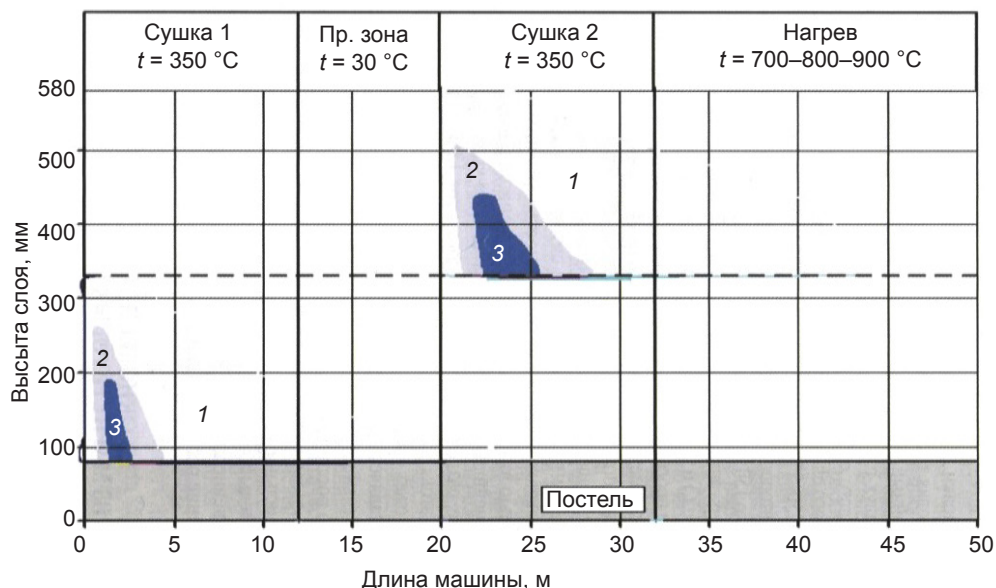


Рис. 2.48. Двухслойная сушка:

1 — окатыши влажные; 2 — окатыши переувлажненные;
3 — окатыши максимально переувлажненные

Способ двухслойной сушки был исследован в России на одной из обжиговых машин после установки укладчика, который был способен формировать первый слой в пределах 100–270 мм и второй — не более 150 мм.

Установлена высокая эффективность сушки в режиме «просос» первого слоя высотой до 200 мм. В этих условиях была достигнута 90 % эффективность сушки. С увеличением высоты слоя до 250–270 мм, эффективность сушки снижалась до 70 %. Сушка второго слоя также в режиме «просос» практически не влияла на содержание влаги в первом слое, т. к. этот слой был прогрет выше температуры t_p . Кроме того, результаты сушки не приводили к разупрочнению окатышей. Эффективность сушки в режиме «просос» оказалась в 2 раза выше, чем в режиме «продув». Промышленные испытания двухслойной сушки выявили следующие преимущества:

- выросла производительность по обожженным окатышам;
- повышена интенсивность процесса сушки окатышей;
- достигнуто минимальное развитие процесса переувлажнения слоя;
- повышено качество обожженных окатышей;
- снижен удельный расход топлива.

В настоящее время создана конструкция укладчика, способного формировать первый и второй слой окатышей высотой до 250 мм каждый, при этом порозность каждого слоя будет одинаковой, что достигается загрузкой окатышей и первого, и второго слоя с одной высоты. В итоге высота слоя обжигаемых окатышей достигает 500 мм. При такой высоте слоя значительно возрастает производительность ОКМ.

Постоянство технологических параметров шихты, оптимизация технологических и тепловых режимов работы обжиговых машин способны обеспечить высокоэффективную работу обжиговых агрегатов, которая, наряду с ресурсо- и энергосбережением, обеспечит и снижение выбросов в окружающую природную среду.

При рассмотрении основных направлений совершенствования технологий получения железорудного сырья, внимание было сосредоточено на анализе тепловых режимов сушки и спекания агломерата, а кроме того, режимов сушки и обжига окатышей. От уровня организации тепловых режимов, которые являются определяющими в подготовке железорудного сырья для последующих металлургических технологий, зависят технико-экономические показатели всего передела. Однако

следует подчеркнуть, что, наряду с технологиями спекания агломерата и обжига окатышей, существуют и другие составляющие производства железорудного сырья, определяющие его общую эколого-экономическую эффективность. К таким составляющим относятся процессы усреднения, дробления, обогащения и смешения железных руд. Не менее значимыми являются экономичность газогорелочных устройств, энергоэффективность эксгаустеров и вентиляторов. Весьма важным компонентом технологий является механическое оборудование агломерационных фабрик и фабрик обжига окатышей, режимы и надежность его работы, экономичность в потреблении электроэнергии и пр. Техничко-экономические показатели производства агломерата и окатышей в значительной мере зависят от эффективности работы системы автоматического контроля и управления. Роль этих составляющих в технологиях производства агломерата и окатышей описана в специальной литературе (см. библиогр. список к гл. 2 [13, 15]).

Общую оценку степени энерго- и ресурсосбережения, уровня воздействия на окружающую среду в технологиях производства железорудного сырья следует производить с учетом эколого-экономической эффективности каждой составляющей данного производства.

Глава 3.

Закономерности тепло- и массообмена в современной доменной плавке

Пути совершенствования технологий доменного производства и результаты этой работы хорошо известны. На рубеже XXI в. достигнуты рекордные показатели работы доменных печей по производительности, удельному расходу кокса и углеводородных добавок — природного газа, мазута, пылеугольного топлива, расходу кислорода и температуре дутья. Достижение таких показателей обусловлено:

- применением окучкованного и офлюсованного железорудного сырья с высоким, до 59–61 %, содержанием железа;
- применением комбинированного дутья за счет обогащения воздушного дутья углеводородными добавками — природным газом, мазутом и пылеугольным топливом, а также кислородом;
- возможностями нагрева дутья до 1200–1300 °С и более;
- применением бесконусных загрузочных устройств, позволяющих легко регулировать распределение рудной нагрузки по радиусу печей;
- применением компьютерных информационно-управляющих систем, специальных средств измерения и контроля состояния доменной печи и параметров доменной плавки;
- работой на устойчивых кислых шлаках с последующей десульфурацией выплавляемого сернистого (до 0,06 %) чугуна;
- применением высококачественных огнеупоров и эффективных систем охлаждения.

Анализ себестоимости чугуна, выплавляемого на предприятиях России, показывает, что более 50 % затрат приходится на железорудную (агломерат, окатыши) часть шихты и металлодобавки и около 40 % —

на топливо (кокс и природный газ). При этом затраты на кокс составляют более 90 % общих затрат на топливо. Таким образом, генеральным направлением в политике энерго- и ресурсосбережения в технологиях выплавки чугуна является борьба за экономию кокса — наиболее дорогой и дефицитной составляющей доменной шихты. Эта политика отражает применение дополнительных видов топлива как заменителей части кокса и обогащение дутья кислородом. Результаты работы доменных печей на протяжении последних десятилетий подтверждают перспективность такой технологии.

Не следует пренебрегать и железорудной частью шихты. Однако проблемы, связанные с уменьшением удельного расхода железорудных составляющих шихты при выплавке чугуна, лежат за пределами доменного производства, т. к. в значительной степени они определяются химическим составом руд, условиями их добычи и обогащения, а также технологиями окускования в производстве железорудного сырья.

Теплообмен относится к числу основных процессов доменной плавки, поскольку температура потоков газа и шихты характеризует не только интенсивность развития тепловых явлений, но и скорость, полноту протекания физико-химических процессов и восстановления оксидов железа и других элементов, определяющих состав чугуна. Закономерности теплообмена в плотном слое кусковых материалов позволяют объяснить особенности температурных полей в доменной печи, дать оценку температурных полей при различных условиях доменной плавки, а также разработать научные основы управления тепловым состоянием доменной печи.

3.1. Основы теории теплообмена в доменной печи

Практически все физико-химические процессы, протекающие в доменной печи, относятся к пирометаллургическим. Поэтому их развитие находится в зависимости от количества тепла, которое выносится из фурменных очагов, от распределения температуры по высоте и сечениям доменной печи. Связь эта усложняется тем, что развитие тепловых процессов, определяющих уровень температуры, испытывает влияние химических процессов, изменяющих по ходу плавки не только состав и физическое состояние компонентов шихты, но и их мас-

су. Таким образом, явления тепло- и массообмена взаимосвязаны, что предопределяет подходы к анализу доменного процесса.

По мере совершенствования экспериментальной базы, техники экспериментирования, а также накопления информации о характеристиках теплообмена между газом и шихтой, отдельные положения, сформированные на первых этапах познания доменного процесса, уточнялись, что способствовало развитию и совершенствованию теории доменного процесса и повышению эффективности доменной плавки.

Математическая модель, описывающая теплофизические и физико-химические явления доменной плавки, была предложена проф. Б. И. Китаевым в 1944 г. Полное описание модели дано в монографиях (см. библиогр. список к гл. 3 и 4 [1–3]). Китаев Б. И. рассматривал доменную печь как противоточный теплообменник, в котором тепловые и массообменные процессы протекают одновременно. Он установил, что распределение температур в доменной печи определяется теплоемкостями потоков шихты и газа, точнее, их соотношением. Теплоемкость потока шихты $W_{\text{ш}}$ или газа $W_{\text{г}}$ (кДж/(ч · °С)) равна произведению расхода потока шихты $G_{\text{ш}}$ (кг/ч) или газа $V_{\text{г}}$ (м³/ч) на теплоемкость вещества этого потока $c_{\text{ш}}$ (кДж/(кг · К)) или $c_{\text{г}}$ (кДж/(м³ · К)), т. е.

$$W_{\text{ш}} = G_{\text{ш}}c_{\text{ш}} \text{ или } W_{\text{г}} = V_{\text{г}}c_{\text{г}}.$$

Для учета тепловых эффектов экзотермических или эндотермических реакций, Б. И. Китаев ввел понятие кажущейся теплоемкости шихты $c_{\text{каж}}$ и предложил формулу для ее расчета

$$c_{\text{каж}} = c_{\text{ш}} + (\pm c_{\text{мас}}). \quad (3.1)$$

Первое слагаемое в этом выражении $c_{\text{ш}}$ представляет собой физическую теплоемкость, а второе — $(\pm c_{\text{мас}})$ — условную теплоемкость, учитывающую стоки и источники тепла при протекании тепло- и массообменных процессов доменной плавки. Если величина $c_{\text{ш}}$ в формуле (3.1) представляет собой объемную теплоемкость, то величина

$$\pm c_{\text{мас}} = \pm \sum q_{\text{мас}} / (V_{\text{ш}} \Delta t_{\text{ш}}),$$

где $\sum q_{\text{мас}}$ — сумма теплопоглощений в процессах прямого восстановления, испарения и разложения влаги и других, требующих для своего развития затрат тепловой энергии (знак «+»), и тепловыде-

лений в процессах непрямого восстановления, вторичного окисления и других, протекающих с выделением тепла (знак «—»). Ее величина определяется по количеству прореагировавшего вещества и тепловому эффекту реакции;

$V_{\text{ш}}$ — объем шихты на 1 тонну чугуна;

$\Delta t_{\text{ш}}$ — интервал температур, в пределах которого рассчитывается теплопоглощение или тепловыделение, °C.

Для расчетов температурных полей в доменных печах можно использовать как массовую, так и объемную кажущуюся теплоемкость в зависимости от расходов потоков и теплофизических свойств компонентов, их составляющих.

При анализе процессов теплообмена в доменной печи определяющим фактором выступает отношение теплоемкости потока шихты $W_{\text{ш}}$, к теплоемкости потока газа $W_{\text{г}}$. Величина $m = W_{\text{ш}}/W_{\text{г}}$ может принимать значения $m < 1,0$, $m > 1,0$ и $m = 1,0$. Таким образом, величина m определяет различие в характере температурных полей по высоте столба шихты.

Анализ теплоемкостей потоков шихты и газа, а также кажущейся теплоемкости шихты по высоте доменной печи показал, что теплоемкость газового потока практически не меняется по высоте, т. к. уменьшение теплоемкости газа по мере охлаждения его компенсируется увеличением количества более теплоемких газов, образующихся в результате восстановления рудной части шихты.

С теплоемкостью потока шихты происходят существенные изменения, вызываемые спецификой доменного процесса. Изменение этой характеристики связано с химизмом доменного процесса. В верхних частях печи, где совершаются физические процессы нагрева шихты, эта характеристика зависит только от температуры, причем данная зависимость сглаживается действием источников тепла при непрямом восстановлении. По оценкам Б. И. Китаева, в этой области печи отношение $W_{\text{ш}}/W_{\text{г}}$ колеблется в пределах 0,7–0,8.

В нижних частях печи, наряду с физическими процессами плавления шихты и перегрева расплава, протекают процессы прямого восстановления, на развитие которых затрачивается значительное количество тепла. Такие затраты тепла вызывают двух-трехкратное увеличение кажущейся теплоемкости шихты. Этот процесс, а также и другие эндотермические процессы приводят к тому, что отношение $W_{\text{ш}}/W_{\text{г}}$ для низа печи в зависимости от марки выплавляемого

чугуна может возрасти до 2,0–3,0. Изменение теплоемкости потоков газа и шихты по высоте доменной печи показано на рис. 3.1, а. Линии, характеризующие теплоемкости потоков газа и шихты, указывают на то, что для верха печи $W_{\text{ш}} < W_{\text{г}}$, т.е. $m < 1,0$, а для низа на значительной высоте $W_{\text{ш}} > W_{\text{г}}$, т.е. $m > 1,0$. Максимум развития процессов прямого восстановления соответствует максимуму теплотребования, а следовательно, и наибольшему значению теплоемкости потока шихты.

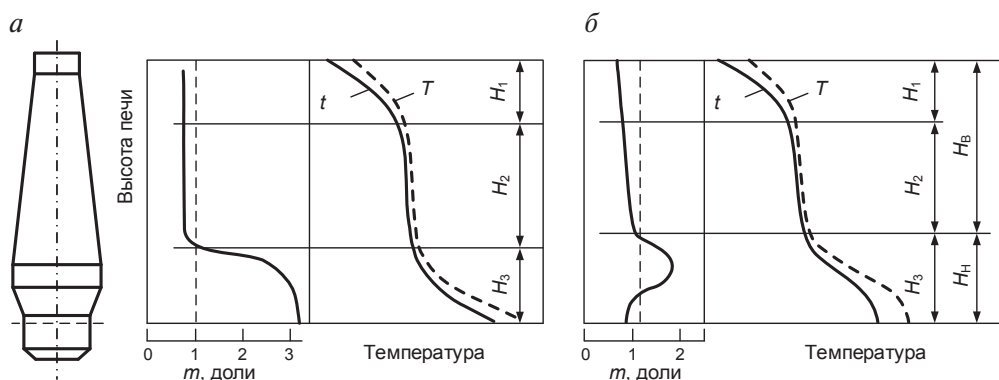


Рис. 3.1. Схемы теплообмена в доменной печи:

а — схема теплообмена 1944 г.; б — схема 1961 г.; t , T — температуры шихты и газа; m — отношение теплоемкостей потоков шихты и газа; H_1 — верхняя ступень теплообмена; H_2 — зона замедленного теплообмена; H_3 — нижняя ступень теплообмена; $H_{\text{в}}$ — верхняя тепловая зона; $H_{\text{н}}$ — нижняя тепловая зона

Используя результаты анализа изменения теплоемкостей потоков шихты и газа по высоте печи, Б. И. Китаев сформулировал основные положения теории теплообмена в доменной печи, которые сводятся к следующему:

- интенсивность теплоотдачи от газа-теплоносителя к материалу осуществляется в двух ступенях теплообмена — верхней и нижней. Ступени теплообмена разделены зоной замедленного теплообмена, где температурный градиент по высоте достигает минимального значения;
- тепловая работа каждой из ступеней теплообмена отличается самостоятельностью (автономностью) и характеризуется существенным различием в отношениях теплоемкостей потоков шихты и газа. Зона замедленного теплообмена, разделяющая зоны активного теплообмена, характеризуется отношением тепло-

емкостей потоков близким к 1. Верхняя ступень теплообмена имеет $W_{\text{ш}} < W_{\text{г}}$, т.е. $m < 1,0$, а нижняя $W_{\text{ш}} > W_{\text{г}}$, т.е. $m > 1,0$;

- теплообмен в доменной печи завершен, что подтверждается существованием зоны замедленного теплообмена.

Характер изменения температур для верха доменной печи (см. рис. 3.1, а) является обычным для противотока, когда газы выходят из теплообмена с избыточной температурой.

Для верха печи $W_{\text{ш}} < W_{\text{г}}$, $m < 1,0$ (верхняя ступень теплообмена H_1), и следовательно, в газе всегда тепла больше, чем может принять шихта. Поэтому доменный газ на колошнике имеет относительно более высокую температуру, чем загружаемый материал. Верх печи можно рассматривать как совершенный в плане достаточного развития поверхности и высоких значений коэффициентов теплопередачи рекуператор, предназначенный для использования тепловой энергии газов, уходящих из нижней ступени теплообмена. Поскольку опускающаяся шихта, нагреваясь до уровня предельно возможного в зоне замедленного теплообмена, не может потреблять большого количества тепла, то в колошниковых газах всегда остается его избыток. Так, даже в современных условиях плавки, с применением охлажденного агломерата и окатышей, температура колошника достигает 100–150 °С. Избыточное тепло газа уносится через колошник доменной печи, а подогрев шихты до температуры газа практически происходит на глубине 5–8 м ниже уровня засыпи.

В нижних частях печи (нижняя ступень теплообмена H_3) теплоемкость потока шихты больше теплоемкости потока газа $W_{\text{ш}} > W_{\text{г}}$, $m > 1$. При таком соотношении шихта не может быть нагрета до температуры газов фурменных очагов. Шихта обязательно выйдет из теплообмена с температурой более низкой, чем начальная температура газов. Таким образом, в пределах нижней ступени теплообмена разность температур между газом и шихтой по мере опускания шихты возрастает и достигает максимума в фурменных очагах. Эта область теплообмена характеризуется высокими значениями коэффициентов теплоотдачи, значительно развитой поверхностью теплообмена за счет плавления железорудной части шихты и образования шлака и, что весьма существенно, развитием эндотермических процессов восстановления CO_2 углеродом кокса. Такие условия приводят к тому, что относительно небольшая высота столба шихтовых материалов оказывается достаточной для обмена тепловой энергией между газом и ших-

той. На выходе из нижней ступени теплообмена H_3 температура потоков газа и шихты практически выравнивается. Отсюда следует, что даже в случае очень высоких температур газа у фурм можно получить обычные температуры чугуна и шлака.

В средней части доменной печи (зона умеренных температур H_2) теплоемкости потоков газа и шихты сближаются так, что $W_{\text{ш}} \approx W_{\text{г}}, m \approx 1$. Шихта нагревается на выходе из верхней ступени теплообмена практически до температуры газа, покинувшего нижнюю ступень теплообмена. Однако, из-за отсутствия запаса тепла в потоке газа, интенсивность теплообмена снижается практически до нулевых значений.

Таким образом, по высоте доменной печи при ровном ходе наблюдается типичное S-образное распределение температур.

3.2. Развитие схемы теплообмена в доменной печи

Эксперименты на действующих печах показали, что высота нижней ступени теплообмена в действительности несколько больше, чем получается в результате расчета по схеме рис. 3.1, а. Накопленные данные об особенностях теплообмена в нижней ступени создали условия для дальнейшего развития схемы теплообмена. Китаевым Б. И., Лазаревым Б. Л., Ярошенко Ю. Г. были внесены дополнения в схему теплообмена, в соответствии с которыми верхняя ступень теплообмена и зона замедленного теплообмена оставались без изменений, но был принят другой характер изменения отношения теплоемкостей по высоте нижней ступени теплообмена. С приближением к горизонту воздушных фурм отношение, как и в старой схеме, сначала росло, но по мере снижения интенсивности реакции прямого восстановления, это отношение уменьшалось и становилось меньше единицы. У температурных кривых шихты и газа в нижней ступени теплообмена появился характерный изгиб в сторону снижения градиента температур. Общий вид уточненной схемы теплообмена по высоте доменной печи приведен на рис. 3.1, б, которая отличается от схемы рис. 3.1, а тем, что нижняя ступень теплообмена разделена на две части: для верхней $W_{\text{ш}} > W_{\text{г}}$, а для нижней $W_{\text{ш}} < W_{\text{г}}$, что обусловлено окончанием процессов прямого восстановления оксидов железа к нижнему горизонту, следовательно, общее теплопоглощение шихты существенно уменьшается.

Решение задачи управления доменным процессом на основе существующих в теории теплообмена представлений привело к выводу, что, с точки зрения контроля, оценки и регулирования теплового состояния, доменную печь целесообразно делить на нижнюю и верхнюю тепловые зоны. Верхняя тепловая зона состоит из верхней ступени теплообмена и зоны замедленного теплообмена, а нижняя — полностью представлена нижней ступенью теплообмена. Схема деления доменной печи на две тепловые зоны показана на рис. 3.1, б. Граница раздела между этими зонами лежит в области смешанного восстановления на горизонте, где $W_{\text{ш}} \approx W_{\text{г}}$, т. е. $m \approx 1,0$, а температурные кривые шихты и газа имеют перегиб в сторону роста общего уровня температур на нижележащих горизонтах.

Исследования работы доменных печей показали, что температурное поле по высоте доменных печей претерпевает заметную деформацию. Одинаковый характер деформации свидетельствует об определенной тенденции в развитии температурного поля по высоте доменной печи. Сущность этой тенденции заключается в наличии у температурных кривых по высоте печи нескольких локальных участков замедленного теплообмена. Впервые это было замечено Н. Н. Бабарыкиным и Ф. А. Юшиным при рассмотрении температурного поля, полученного методом вертикального зондирования доменных печей ММК. Серия измерений при плавке различного железорудного сырья показала наличие по высоте шахты доменной печи в некоторых случаях двух участков с малоизменяющейся температурой (рис. 3.2).

Основной причиной увеличения температур по высоте печи при плавке окатышей явились более высокая окисленность и восстановимость окатышей по сравнению с агломератом. Благодаря этому свойству, процессы непрямого восстановления окатышей протекали более интенсивно и заканчивались на меньшем удалении от поверхности засыпи, чем зона непрямого восстановления агломератов. В результате этого температурная граница между непрямым и прямым восстановлением оксидов железа перемещалась при плавке окатышей вверх, сокращая протяженность верхней ступени теплообмена и увеличивая протяженность нижней. Характерной особенностью температурных кривых является наличие на них двух участков зоны замедленного восстановления при плавке различного сырья. В качестве возможных причин этого явления предположили поглощение тепла на средних горизонтах или выделение тепла в верхней части столба шихты.

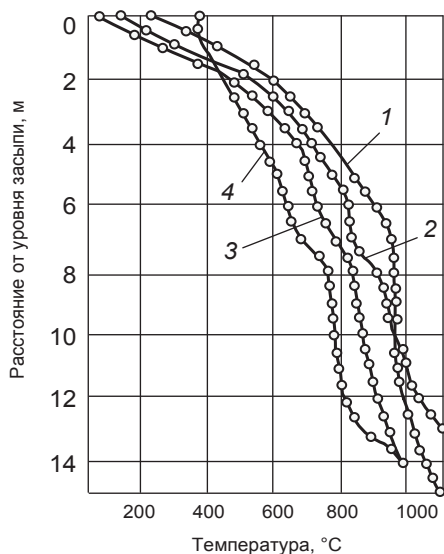


Рис. 3.2. Изменение температуры газа по высоте доменной печи при плавке окатышей, офлюсованных известняком (1), доломитом (2), нефлюсованных (3) и агломерата (4)

Обобщая экспериментальные данные по тепловой и восстановительной работе доменных печей, проф. Н. Н. Бабарыкин предложил схему теплообмена, приведенную на рис. 3.3.

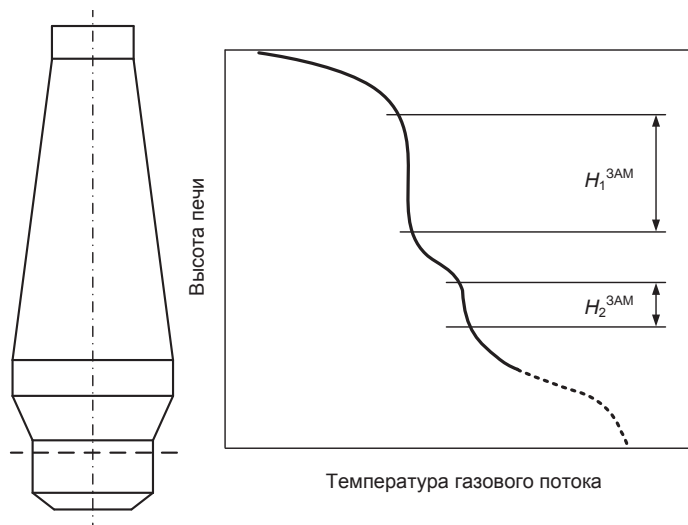


Рис. 3.3. Схема распределения температур по высоте печи по данным Н. Н. Бабарыкина:

$H_1^{зам}$, $H_2^{зам}$ — верхний и нижний участки замедленного теплообмена

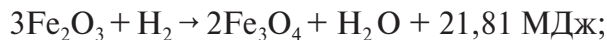
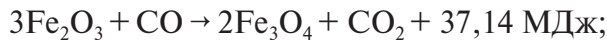
Согласно этой схеме наблюдаемые в экспериментах два участка замедленного теплообмена по высоте шахты образуются в результате действия химических реакций с отрицательными тепловыми эффектами.

Формирование верхнего участка обусловлено действием эндотермических реакций восстановления магнетита оксидом углерода, а образование нижнего участка связывается с действием теплопоглощения при заметном развитии реакции газификации углерода кокса диоксидом углерода.

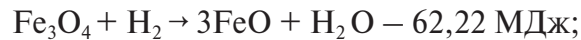
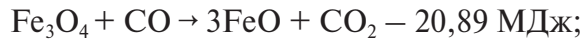
Действительно, взаимное влияние восстановления и теплообмена в доменных печах в зоне косвенного восстановления связано с последовательностью превращения при $t > 572^\circ\text{C}$ оксидов железа в его металлическую форму



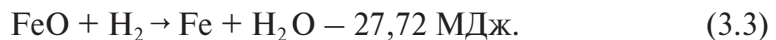
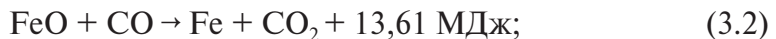
При этом первая стадия с реакциями



вторая —



третья —



Из анализа уравнений следует, что первая стадия восстановления оксидов железа газообразными восстановителями идет с выделением тепла, вторая — с поглощением тепла. Третья стадия, в зависимости от соотношения скоростей восстановления оксидом углерода и водородом, может протекать как с выделением, так и с поглощением тепла. При соотношении скорости реакции уравнения (3.2) к скорости реакции уравнения (3.3) равной 2,1, суммарный тепловой эффект третьей ступени восстановления равен нулю.

В связи с этим интерес представляют результаты имитационного моделирования совместного развития теплообменных и восстановительных процессов по высоте шахты доменной печи, выполненные

Б. И. Китаевым с учениками. Здесь сделано допущение о чисто ступенчатом характере восстановления оксидов железа. На рис. 3.4 и 3.5 представлены результаты данного моделирования применительно к условиям работы доменной печи № 3 объемом 3000 м³ Западно-Сибирского металлургического комбината.

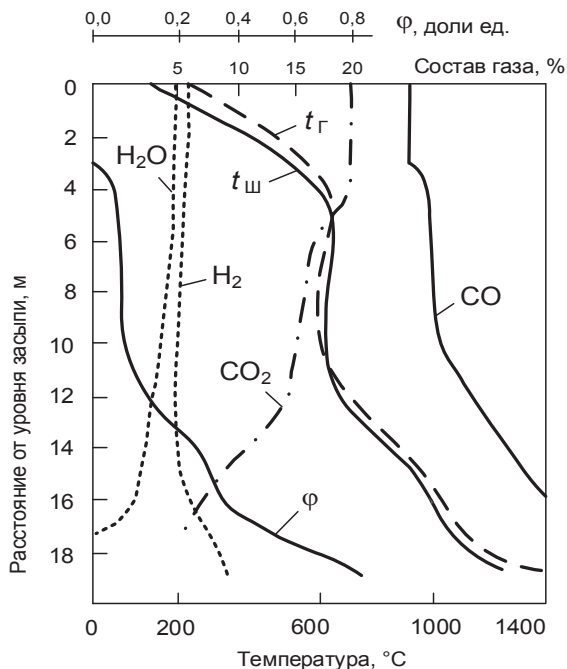


Рис. 3.4. Изменение основных параметров восстановления по высоте шахты доменной печи при наличии локального перегрева шихты относительно газа:

φ — степень восстановления материалов

Общая картина теплообменных и восстановительных процессов, показанная на рис. 3.4, представляет наиболее сложный случай проявления взаимосвязи теплообмена и восстановления в верхней части шахты доменной печи, когда поток шихты перегревается встречным потоком газа. Эта область характеризуется сравнительно небольшой разностью температур между газом и шихтой. Поэтому данная область, а также прилегающие к ней горизонты, отличаются относительно низкими тепловыми потоками от греющего теплоносителя к нагреваемому материалу и образуют в верхней части доменной печи участок замедленного теплообмена. Уровень температур этого участка колеблется в пределах 700–760 °С.

На рис. 3.5 представлены результаты математического моделирования других условий работы доменной печи, когда перегрева шихты газом не происходило. При отсутствии перегрева шихты в верхних слоях шахты доменной печи, вертикальные и слабонаклонные участки температурных кривых также образуют область замедленного теплообмена. Восстановительные процессы в этой области представлены недостаточно развитыми реакциями второй стадии восстановления. Ниже верхнего участка зоны замедленного теплообмена тепловой поток от газа к шихте увеличивается, температура шихты сравнительно быстро растет.

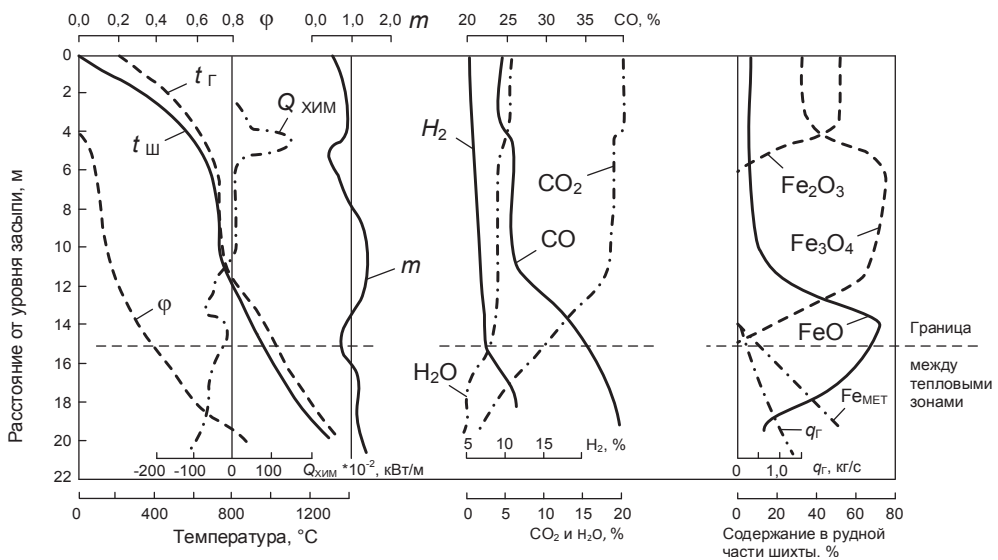


Рис. 3.5. Результаты моделирования совместного развития теплообменных и восстановительных процессов при отсутствии локального перегрева шихты относительно газа:

$Q_{\text{хим}}$ — мощность тепловых эффектов химических реакций; q_r — расход газифицированного углерода кокса

Высота второго (нижнего) участка замедленного теплообмена зависит от соотношения тепловых эффектов экзо- и эндотермических реакций последней стадии восстановления оксидов железа. Однако значительно бóльшую роль в теплопотреблении на этом участке высоты шахты начинает играть реакция газификации углерода кокса, которая отличается высокими значениями теплового эффекта.

Полученные при моделировании особенности развития теплообмена в шахте доменной печи показывают, что разность между темпе-

ратурами газа и шихты по ходу теплоносителя может неоднократно уменьшаться и увеличиваться, отражая сложный процесс взаимного влияния теплообмена и восстановления.

3.3. Современные представления о схеме теплообмена в доменной печи

Обобщая экспериментальные и теоретические исследования развития процессов в шахте печи и полученные ранее данные о работе нижней части доменной печи, Б. И. Китаев с учениками предложили уточненную схему теплообмена по высоте печи (рис. 3.6), позволяющую проиллюстрировать особенности развития теплообмена в доменной печи при современной технологии производства чугуна.

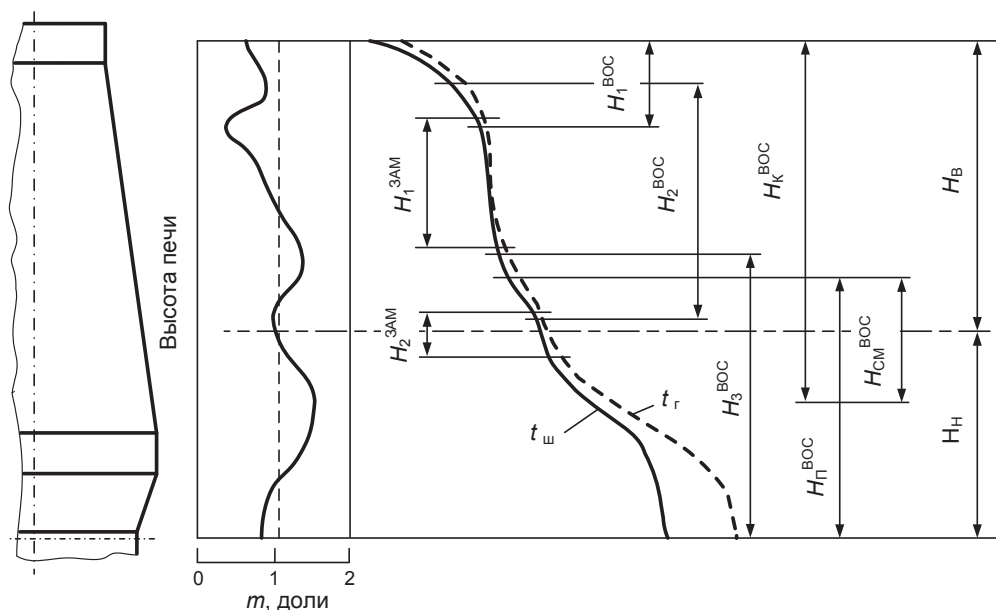


Рис. 3.6. Схема теплообмена по высоте доменной печи при современной технологии доменной плавки:

$H_1^{зам}, H_2^{зам}$ — верхний и нижний участки замедленного теплообмена; $H_1^{вос}, H_2^{вос}, H_3^{вос}$ — зоны восстановления гематита, магнетита и вюстита; $H_K^{вос}, H_{II}^{вос}, H_{см}^{вос}$ — зоны косвенного прямого и смешанного восстановления; H_B, H_H — верхняя и нижняя тепловые зоны

Конкретные режимы доменной плавки могут отличаться горизонтами выделенных схем отдельных участков теплообмена и восстановления, а также температурами на этих участках.

Относительно шахты, имеющей два участка замедленного теплообмена, возникает вопрос, касающийся сложившейся ранее концепции разделения доменной печи по высоте на тепловые зоны. В связи с этим отметим следующее. Верхний участок замедленного теплообмена по результатам математического моделирования характеризуется как невысокой интенсивностью теплообмена, так и низкими скоростями восстановительных реакций. Таким образом, верхний участок замедленного теплообмена с точки зрения теплообмена является резервной высотой, обеспечивающей улучшение тепловой и восстановительной работы печи. В связи с этим для исследования доменной печи как объекта управления и оценки ее теплового состояния целесообразно выделить по-прежнему две тепловые зоны печи: верхнюю и нижнюю, граница раздела между которыми располагается в верхней части области смешанного восстановления, между уровнем начала газификации углерода кокса и горизонтом, ниже которого оксиды железа восстанавливаются прямым путем.

Представляет особый интерес характер изменения температурных полей газа и материалов, теплоемкостей их потоков при изменении параметров плавки. На рис. 3.7 приведены диаграммы расчета распределения температур и теплоемкостей потоков материалов и газов, выполненные проф. И. Г. Товаровским для трех случаев:

- *а* — обычный режим с вдуванием атмосферного дутья с температурой $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$ и природного газа ($100\text{ м}^3/\text{т}$) при производительности $1,5\text{ т}/(\text{м}^3\cdot\text{сут})$;
- *б* — интенсивный режим с вдуванием обогащенного кислородом дутья до 40% с температурой $1300\text{ }^{\circ}\text{C}$ и природного газа ($180\text{ м}^3/\text{т}$) при производительности $2,7\text{ т}/(\text{м}^3\cdot\text{сут})$;
- *в* — то же, что и *б*, но без природного газа при производительности $3\text{ т}/(\text{м}^3\cdot\text{сут})$.

В случае для рис. 3.7, *а* имеет место обычный двухступенчатый теплообмен, при котором в шахте (верхняя ступень) теплоемкость потока газов превышает теплоемкость потока материалов, а по мере опускания и прогрева материалов, разность температур газов и материалов уменьшается до некоторого минимума при достижении $m = 1$, после чего $m > 1,0$ и разность температур увеличивается.

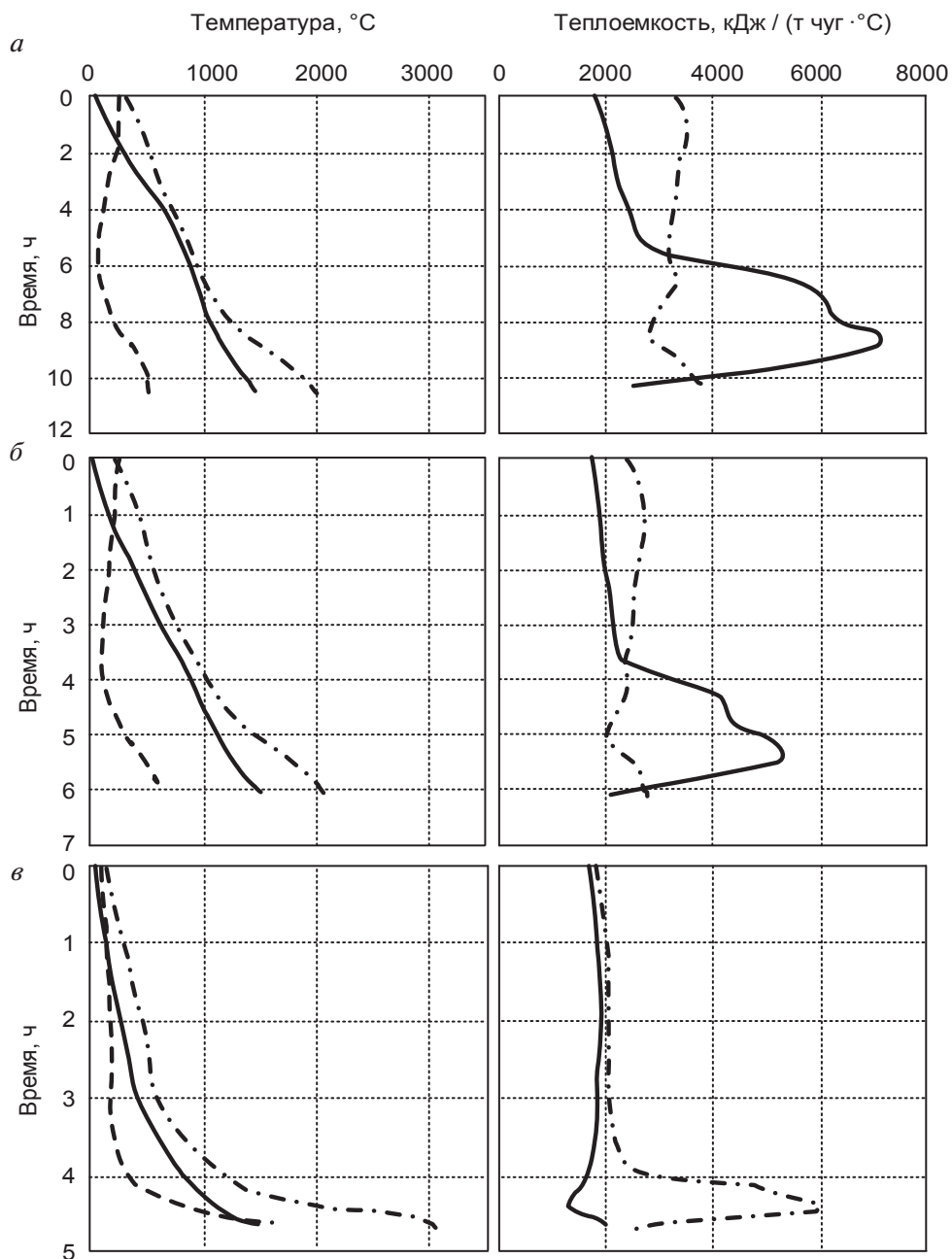


Рис. 3.7. Распределение температур и теплоемкостей потоков газа и шихты во время пребывания материалов в печи:

· — · — температура и теплоемкость потока газа; — — — температура и теплоемкость потока шихты; — — — разность температур газа и шихты

Случай для рис. 3.7, б характерен тем, что, вследствие уменьшения количества газов, интенсивность теплообмена в верхней зоне уменьшается, а разность температур газа и шихты на границе зон теплообмена увеличивается с переносом части тепловой работы в низ печи.

В случае для рис. 3.7, в наблюдаются предельные условия теплообмена, при которых, вследствие малого количества газа на единицу шихты, шахта «холодает», разность температур газов и материалов увеличивается и мало меняется по мере опускания материалов, а $m \approx 1$ по всей высоте шахты. Происходит «вырождение» верхней ступени теплообмена и локализация всех процессов в нижней ступени. Такой случай характерен неустойчивостью процессов и в реальной практике не встречается.

Анализ результатов развития доменного процесса в историческом плане, выполненный проф. И. Г. Товаровским, свидетельствует о повышении производительности и снижении расхода кокса (рис. 3.8). По его данным, на конец каждого столетия рост удельной производительности на лучших доменных печах был экспоненциальным, а снижение расхода кокса близко к линейному, что не вполне характерно для развития технических систем и свидетельствует о большом внутреннем резерве доменной плавки.

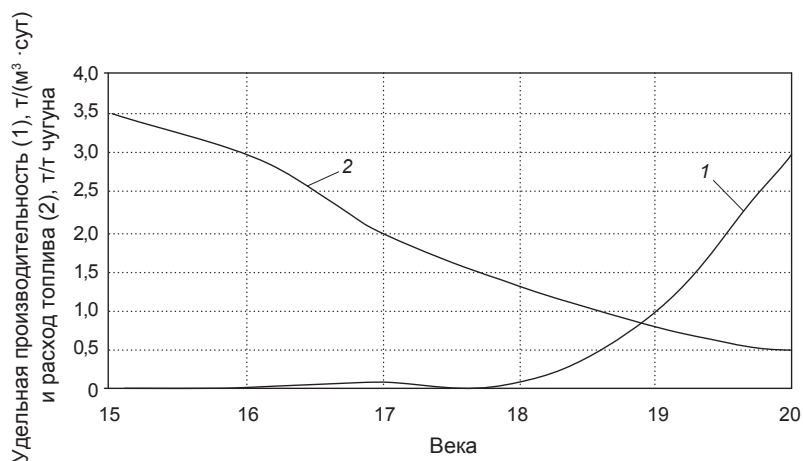


Рис. 3.8. Эволюция лучших показателей доменной плавки:

1 — удельная производительность, т/(м³·сут); 2 — расход топлива, т/т чугуна

Совокупность известных и разрабатываемых мероприятий по совершенствованию доменной плавки позволит достичь удельной производительности 4 т/м³ сут и расхода кокса 250 кг/т чугуна при ддува-

нии угля 200–250 кг/т чугуна, что близко к предельным возможностям доменной плавки в рамках присущих ей характерных свойств.

По мере совершенствования технологии доменной плавки, существенно изменяется ход теплообменных процессов в печи: увеличивается протяженность низкотемпературной области и происходит смещение высокотемпературных процессов в нижнюю часть (рис. 3.9). При этом система приближается к некоторым предельным состояниям, осложняющим дальнейшее совершенствование технологии, что присуще всем техническим системам и обусловлено снижением энтропии системы в ходе ее совершенствования. Однако характерные закономерности теплообмена по мере совершенствования технологии доменной плавки при этом сохраняются.

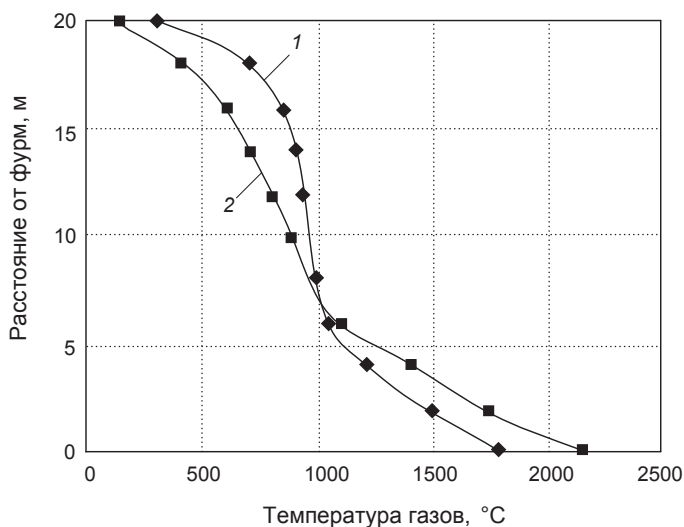


Рис. 3.9. Схема температур по высоте доменной печи в начале (1) и конце (2) XX в.

Таким образом, обобщение и анализ экспериментальных и теоретических исследований показали, что описанная схема теплообмена и в современных условиях при плавке различного вида железорудного сырья, использовании комбинированного дутья высоких параметров, больших и малых доменных печей является обязательным условием устойчивости хода доменного процесса и экономичности плавки. Любые изменения технологии современной доменной плавки не должны менять этой схемы.

3.4. Особенности теплообмена в орошаемой расплавом зоне доменной печи

Процессы теплообмена, протекающие в высокотемпературной зоне доменной печи, в которой образовавшиеся при плавлении железорудных материалов шлак и чугун фильтруются через коксовую насадку навстречу газовому потоку, существенно влияют на показатели плавки, распределение температур газа, кокса, чугуна и шлака по высоте нижней части доменной печи.

При физической формулировке задачи стационарного теплообмена, в орошаемой зоне доменной печи следует учитывать особенности процесса фильтрации чугуна и шлака. Эти особенности проявляются в том, что чугун и шлак, вследствие различия физических свойств, стекают через коксовую насадку как расслоенные потоки жидких фаз. В таком случае один из потоков — чугун — не смачивает куски кокса, скатываясь по ней в виде капель и струй, а второй — шлак — лишь частично покрывает поверхность кокса. В связи с этим в нижней части доменной печи (начиная с уровня плавления железорудных материалов) происходит одновременный нагрев газом трех потоков, каждый из которых находится в состоянии теплообмена, причем процесс теплообмена осуществляется как конвекцией, так и излучением. Конвективный теплообмен существует между газом и всеми нагреваемыми материалами, а также между шлаком и коксом, поскольку стекающий по коксу шлак частично покрывает его поверхность. Кроме того, конвективный теплообмен происходит между чугуном и коксом, а также между чугуном и шлаком, но доля этого вида теплообмена между данными фазами в общем тепловом балансе относительно мала, что позволяет при математической формулировке задачи пренебречь конвективным теплообменом между этими фазами. Лучистый теплообмен происходит между тремя потоками: коксом, чугуном и шлаком.

Физическое и математическое описание задачи для исследуемого случая заключается в следующем. В шахте высотой H_0 , м^2 , непрерывным потоком сверху вниз опускается со скоростью w_1 слой кокса. В межкусковом пространстве слоя стекают со скоростями движения w_2 и w_3 расслоенные потоки чугуна и шлака. Каждый из материалов, участвующих в процессах тепломассообмена, характеризуется удельными поверхностями f_1, f_2, f_3 , $\text{м}^2/\text{м}^2$, плотностями $\rho_{1 \text{ нас}}, \rho_{2 \text{ нас}}, \rho_{3 \text{ нас}}$, $\text{кг}/\text{м}^3$,

и удельными теплоемкостями c_1, c_2, c_3 , кДж/(кг·К). Начальные температуры кокса, чугуна и шлака соответственно равны t'_1, t'_2, t'_3 . Навстречу материалам со скоростью w_r движется газовый поток, конечная температура которого T' , а его теплоемкость и плотность равны c_r , кДж/(м³·К), и ρ_r , кг/м³.

Поставленная задача решена для случая, когда материалы обладают бесконечно большой теплопроводностью, а внутренние источники и стоки тепла учитываются кажущейся теплоемкостью материалов.

Теплообмен в рассматриваемом случае описывают системой уравнений:

- для потока кокса

$$c_1 \rho_{1\text{нас}} w_1 \frac{dt_1}{dy} = \alpha_{r-1} f_1 (T - t_1) + \alpha_{k13} f_1 (t_{m3} - t_1) + \alpha_{л12} f_1 (t_1 - t_2) + \alpha_{л31} f_1 (t_3 - t_1); \quad (3.4)$$

- для потока чугуна

$$c_2 \rho_2 w_2 \frac{dt_2}{dy} = \alpha_{r-2} f_2 (T - t_2) + \alpha_{л12} f_2 (t_1 - t_2) - \alpha_{л32} f_2 (t_3 - t_2);$$

- для потока шлака

$$c_3 \rho_3 w_3 \frac{dt_3}{dy} = \alpha_{r-3} f_3 (T - t_3) - \alpha_{k13} f_1 (t_3 - t_1) - \alpha_{л32} f_2 (t_3 - t_2) - \alpha_{л31} f_1 (t_3 - t_1); \quad (3.5)$$

- для потока газа

$$c_r \rho_r w_r \frac{dT_r}{dy} = \alpha_{r-1} f_1 (T - t_1) + \alpha_{r-2} f_2 (T - t_2) + \alpha_{r-3} f_3 (T - t_3); \quad (3.6)$$

граничные условия имеют вид:

$$y = H_0; t_1 = t'_1; t_2 = t'_2; t_3 = t'_3; T = T''. \quad (3.7)$$

В этих уравнениях:

$\alpha_{r-1}, \alpha_{r-2}, \alpha_{r-3}$ — коэффициенты конвективного теплообмена между газом и коксом, а также между продуктами плавки — чугуном и шлаком, кВт/(м²·К);

α_{k13} — коэффициент конвективного теплообмена между коксом и шлаком, кВт/(м²·К);

$\alpha_{л21}, \alpha_{л31}, \alpha_{л32}$ — коэффициенты лучистого теплообмена между чугуном и коксом, шлаком и коксом, а также между шлаком и чугуном, кВт/(м²·К).

Уравнение теплообмена для газового потока целесообразно заменить уравнением теплового баланса, указывающим, что разность энтальпий (теплосодержаний) между потоком газа и потоками материалов в любом горизонтальном сечении слоя равна аналогичной разности энтальпий в начальном по ходу материалов участке.

Решение дифференциальных уравнений (3.4)–(3.6) при граничных условиях (3.7) осуществлялось методом Рунге — Кутты. Коэффициенты теплоотдачи конвекцией α_{T-1} , α_{T-2} , α_{T-3} , α_{K13} и коэффициенты взаимного теплообмена излучением между нагреваемыми материалами $\alpha_{л21}$, $\alpha_{л31}$, $\alpha_{л32}$ были приняты по данным работ Б. И. Китаева и его учеников. Высоту зоны плавления определяли из условия необходимости нагрева чугуна от температуры плавления железорудных материалов до требуемой по технологии конечной температуры, принятой равной 1440 °С.

В нижней части печи протекают процессы плавления железорудных материалов, прямого восстановления оксидов железа, кремния, марганца и науглероживания железа. Поэтому в расчетах тепловые эффекты данных процессов учитывались через кажущуюся теплоемкости шихты $c_{м.каж}$. Определение кажущихся теплоемкостей материалов осуществляли делением тепловых эффектов химических реакций на температурный интервал нагрева каждого из составляющих потоков шихты. В расчетах принято допущение о том, что плавление железорудных материалов происходит мгновенно. В этом случае тепловые эффекты плавления железорудных материалов были отнесены к кажущимся теплоемкостям чугуна и шлака. Затраты тепла на прямое восстановление железа, кремния и марганца отнесли к кажущейся теплоемкости кокса, а тепловой эффект науглероживания железа — к кажущейся теплоемкости чугуна. Кажущуюся теплоемкость каждой составляющей потока материалов рассчитывали с помощью метода последовательных приближений, что позволило достичь погрешности, не превышающей 0,5 %.

Из анализа результатов расчетов следует основной вывод: взаимный теплообмен между потоками значительно влияет на температурное поле в орошаемой зоне доменной печи (рис. 3.10). Так, разность температур между чугуном и коксом без учета теплообмена излучением составляет более 400 °С, а при учете его — всего лишь 90–130 °С. Кроме того, при теплообмене излучением между нагреваемыми потоками высота орошаемой зоны сокращается в 1,5–2 раза.

Влияние доли поверхности кокса, покрытой шлаком φ , проявляется в том, что с увеличением φ , интенсивность нагрева материалов уменьшается (рис. 3.11), а высота зоны увеличивается от 2,25 м ($\varphi = 0,1$) до 4,35 м ($\varphi = 0,8$). Эта особенность развития тепловых процессов объясняется тем, что чем меньше поверхность контакта газа с коксом, тем менее развит конвективный теплообмен между газом и нагреваемыми материалами, поскольку коэффициент теплоотдачи от газа к коксу $\alpha_{г-2}$ больше, чем от газа к шлаку α_{13} . В сравниваемых случаях эти величины равны 40 и 20 Вт/(м²·К) соответственно.

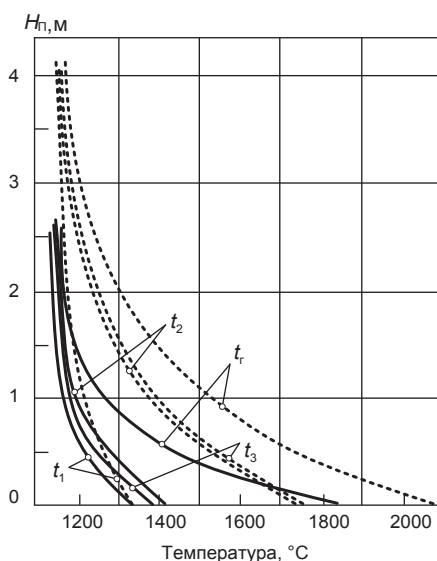


Рис. 3.10. Распределение температур потоков по высоте орошаемой зоны доменной печи при $\varphi = 0,1$ с учетом теплообмена излучением (сплошная линия) и без учета теплообмена излучением (пунктирная)

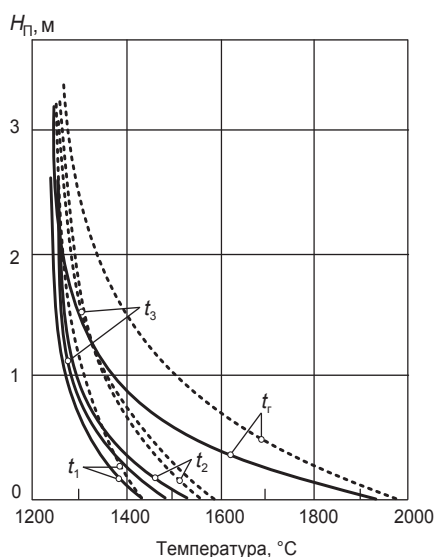


Рис. 3.11. Распределение температур потоков по высоте орошаемой зоны доменной печи при $\varphi = 0,1$ (сплошная линия); при $\varphi = 0,8$ (пунктирная)

По указанной выше причине, с ростом доли поверхности кокса, покрытой шлаком, изменяется соотношение конечных температур указанных потоков. Так, при $\varphi = 0,1$ температура кокса превышает примерно на 40 °С температуру шлака, при $\varphi = 0,4$ их значения сближаются, а при $\varphi = 0,8$ уже температура шлака становится на 20 °С выше температуры кокса. В таком случае разность температур между коксом и чугуном возрастает от 90 до 130 °С. Основные причи-

ны, которые определяют установленные особенности, заключаются в следующем.

Во-первых, с ростом доли поверхности кокса, покрытой шлаком, сокращается конвективный поток тепла от газа не только на кокс и шлак, но и на чугун и, как следствие, падают их температуры, которые оказывают существенное влияние на величину коэффициентов излучения $\alpha_{\text{л}}$ между нагреваемыми материалами. Эти коэффициенты зависят от температуры поверхности твердых и жидких фаз в третьей степени. Снижение температур, таким образом, одновременно уменьшает лучистые потоки тепловой энергии на все составляющие материалов, участвующих в теплообмене. Расчеты показали, что при увеличении доли поверхности кокса, покрытой шлаком, температура чугуна снижается в большей степени, чем температуры кокса и шлака.

Во-вторых, при увеличении доли поверхности кокса, покрытой шлаком, происходит дополнительное снижение интенсивности теплообмена излучением, обусловленное тем, что степень черноты шлака меньше степени черноты кокса. Влияние излучения $\alpha_{\text{л}}$ от газа к коксу на температурное поле в орошаемой зоне доменной печи представлено на рис. 3.12. Из анализа приведенных на этом рисунке данных следует, что при увеличении $\alpha_{\text{л}12}$ от 20 до 40 Вт/(м²·К), высота орошаемой зоны сокращается примерно на 30 %. Необходимо отметить, что влияние значения $\alpha_{\text{л}12}$ в верхней и нижней части доменной печи различно. В верхней части печи нагрев материалов газом осуществляется при соотношении теплоемкостей потоков шихты и газа $m = (W_{\text{м}}/W_{\text{г}}) < 1$. Поэтому разность температур между газом и материалами по мере опускания последних уменьшается. В связи с этим лимитирующим звеном в теплообмене являются не значения $\alpha_{\text{г}1}$, $\alpha_{\text{г}2}$, $\alpha_{\text{г}3}$, которые достаточно велики, а разность температур между газом и материалами. В нижней части доменной печи отношение теплоемкостей потоков шихты и газа $m > 1$.

По мере опускания кокса, чугуна и шлака, разность температур между ними и газом достигает 300–400 °С. Вследствие этого изменение значений $\alpha_{\text{г}1}$, $\alpha_{\text{г}2}$, $\alpha_{\text{г}3}$ от газа к материалам значительно влияет на интенсивность нагрева кокса, чугуна и шлака в орошаемой зоне доменных печей.

Учитывая, что реакции прямого восстановления в основном сосредоточены в верхней части орошаемой зоны печи (в зоне плавления), а в нижней части (в зоне жидких фаз) происходит нагрев материалов

при $m < 1$, были определены температурные поля для двух вариантов распределения тепловых эффектов физико-химических процессов:

- все тепловые эффекты равномерно распределены по всей высоте орошаемой зоны печи;
- все тепловые эффекты сосредоточены только в зоне плавления железорудных материалов.

Результаты этих расчетов приведены на рис. 3.13.

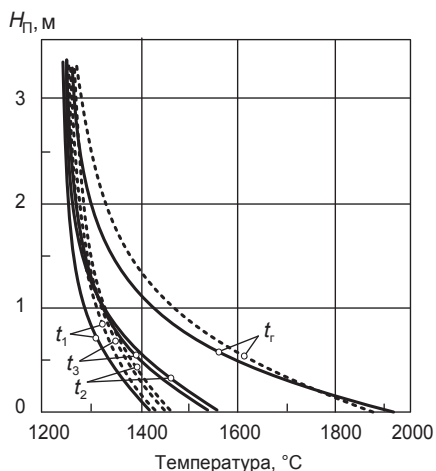


Рис. 3.12. Распределение температур потоков по высоте орошаемой зоны доменной печи при $\phi = 0,4$; $\alpha_{т-2} = 40 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ (сплошные линии); $\alpha_{т-2} = 20 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ (пунктирные)

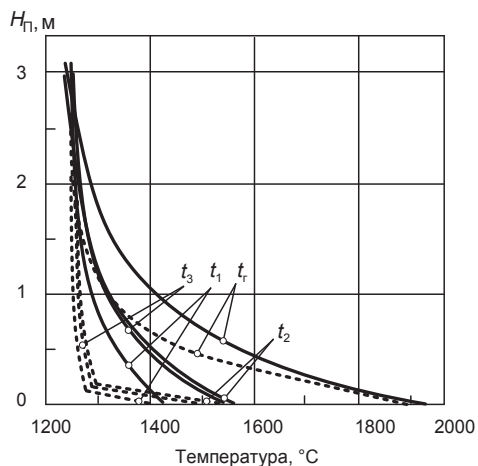


Рис. 3.13. Распределение температур потоков по высоте орошаемой зоны доменной печи при $\phi = 0,4$; равномерное распределение тепловых эффектов по высоте зоны (сплошные линии) (тепловые эффекты отнесены к зоне плавления)

Из анализа данных, представленных на рис. 2.13, следует, что для принятых условий расчета, высота орошаемой зоны сокращается примерно в 1,5 раза. Это можно объяснить тем, что в зоне плавления потребляется значительное количество тепловой энергии, т. к. все затраты тепла на протекание реакций прямого восстановления отнесены только к данной зоне. В итоге на входе в зону жидких фаз разность температур между газом и материалами достигает 500°C . Поэтому чисто физический нагрев потоков кокса, чугуна и шлака в нижней части орошаемой зоны доменной печи осуществляется на очень малой высоте. Таким образом, анализ полученных результатов показал, что на стационарное температурное поле в орошаемой зоне доменной печи

существенное влияние оказывают доля поверхности кокса, покрытой шлаком, и характер распределения тепловых эффектов по высоте зоны. Для определения точных значений данных параметров необходимы специальные исследования.

Анализ стационарных тепловых процессов в области горна и заплечиков показал, что нижняя ступень теплообмена за счет растянутых процессов плавления и процессов прямого восстановления оксидов Fe, Si, Mn и др. увеличивается по высоте в сравнении с тем случаем, когда нагрев материалов до конечных температур осуществляется без учета этих особенностей.

Таким образом, взаимный теплообмен между потоками в орошаемой зоне доменной печи оказывает значительное влияние на температурное поле в этой зоне. В частности, разность конечных температур между коксом и чугуном без учета взаимного теплового излучения составляет около 400 °С, а при учете уменьшается до 90–130 °С. Из анализа полученных результатов также следует, что для расчета теплообмена в области заплечиков и горна доменной печи необходимы знания о распределении тепловых эффектов химических реакций прямого восстановления железа, кремния и марганца по высоте орошаемой зоны и доли поверхности кокса, покрываемой шлаком.

3.5. Влияние воздействий на температурное поле доменной печи

Формирование температурных полей под влиянием различных факторов можно оценить по изменениям теплоемкостей потоков газа и шихты. Поскольку по высоте доменной печи выделяют две ступени теплообмена — верхнюю (колошник, шахта) и нижнюю (распар, заплечики, горн), то результаты влияния различных технологических факторов следует рассматривать отдельно.

Увеличение рудной нагрузки охлаждает как верх, так и низ доменной печи (рис. 3.14), поскольку увеличивается отношение теплоемкостей потоков шихты и газов в верхней и нижней ступенях теплообмена.

Увеличение интенсивности плавки в результате повышения рудных нагрузок при сохранении неизменной интенсивности горения приводит к тому, что одновременно с ростом $W_{\text{ш}}/W_{\text{г}}$ наблюдается и рост насыпной массы шихты. С точки зрения теплообмена пределом увеличе-

ния рудной нагрузки является достижение на уровне засыпи $W_{\text{ш}}/W_{\text{г}} = 1$, превышение которого приведет к резкому похолоданию шахты.

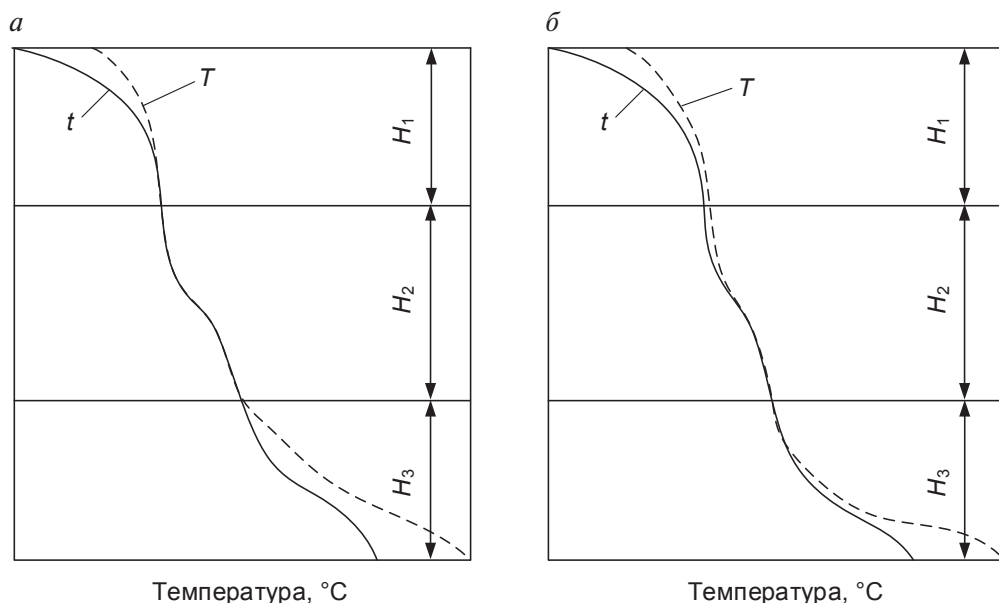


Рис. 3.14. Схема изменения температуры газа (t) и шихты (T) по высоте доменной печи при низкой (a) и высокой ($б$) рудной нагрузке: H_1 и H_2 — верхняя и нижняя ступени теплообмена; H_3 — зона замедленного теплообмена

При изменении температуры дутья, $W_{\text{ш}}/W_{\text{г}}$ в верхней ступени теплообмена не меняется, поэтому температурное поле верхней ступени теплообмена остается неизменным, а следовательно, и температура колошникового газа сохраняет прежнее значение.

В связи с тем что температура в зоне замедленного теплообмена постоянна, все тепло, внесенное с нагретым дутьем, остается в нижней ступени теплообмена, т. е. с увеличением нагрева дутья, низ печи разогревается. Практики отмечают, что нагрев дутья «концентрирует жар в горне», повышая содержание Si в чугуне. Это иллюстрирует рис. 3.15, где показано изменение температурного поля при увеличении температуры горячего дутья на $\Delta T_{\text{д}}$. Таким образом, температурное поле шахты не меняется, а содержание Si в чугуне возрастает. При этом рассмотрен идеальный случай, когда регулирование теплового состояния доменной печи при изменении содержания Si в чугуне не предусмотрено. На практике же, при увеличении содержания Si в чугуне, в целях стабилизации теплового состояния горна уменьшают расход

кокса. Сокращение расхода кокса приводит к уменьшению Si , следовательно, и к снижению температуры колошника. В конечном итоге происходит парадоксальное явление: при повышении температуры дутья понижается температура колошникового газа. Это изменение температурных полей объясняет экономию кокса при нагреве дутья, т. е. при нагреве дутья экономия кокса будет больше (по теплу), чем вносится горячим дутьем. Сверхэкономия топлива объясняется уменьшением потерь тепла с колошниковым газом.

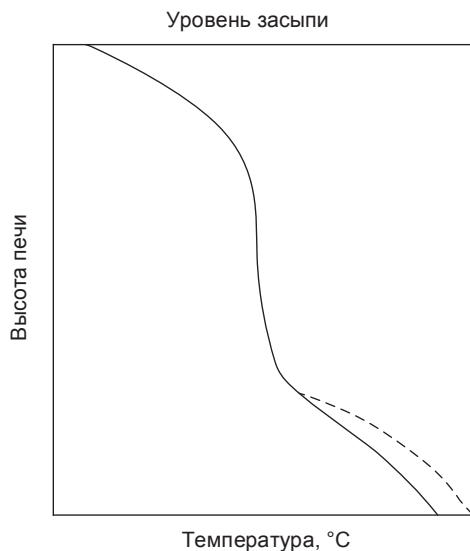


Рис. 3.15. Влияние повышения температуры дутья на температурное поле доменной печи

Разложение пара дутья протекает полностью в горне с большим отрицательным эффектом по реакции



Таким образом, влажность дутья охлаждает горн печи. Казалось бы, увлажнение дутья должно разогревать верх печи, ведь количество горновых газов увеличивается по сравнению с тем случаем, когда углерод кокса расходовался не на разложение влаги дутья, а на горение с кислородом дутья. При этом степень косвенного восстановления увеличивается по мере увеличения расхода влаги в соответствии с количеством дополнительно образующихся водорода и оксида углерода.

Однако в современной практике, из-за небольшого увлажнения дутья, воздействие этого фактора на температурное поле верхней ступени теплообмена считается нулевым.

О воздействии инжестируемого топлива на низ доменной печи следует судить по тепловому балансу этой зоны. Добавка топлива к дутью вносит изменения в уравнение, определяющее приход тепла в нижнюю ступень теплообмена,

$$Q_n = V_{\text{г}} c_{\text{г}} (T_{\text{ф}} - t_{\text{з.т}}),$$

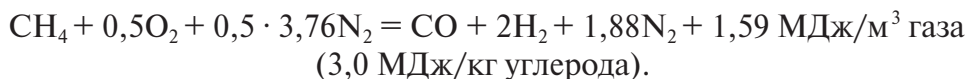
где $V_{\text{г}}$ — выход горнового газа;

$c_{\text{г}}$ — теплоемкость горнового газа;

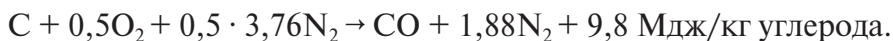
$T_{\text{ф}}$ — температура газа фурменных очагов;

$t_{\text{з.т}}$ — температура зоны замедленного теплообмена.

Неполное горение инжестируемого топлива, например метана, идет с небольшим, но положительным тепловым эффектом. При этом следует учесть, что на 1 объем кислорода в атмосферном сухом дутье приходится $79/21 = 3,76$ объема азота



Однако теплота неполного сгорания метана значительно меньше, чем углерода кокса,



Оказывается, что при горении единицы углерода метана выделяется тепла втрое меньше, чем при горении единицы углерода кокса, а газов образуется по объему в $(1 + 2 + 1,88)/(1 + 1,88) = 1,7$ больше. Следствием этого является снижение температуры горения и вообще температуры газов в горне.

Таким образом, с одной стороны, под влиянием увеличения расхода вдуваемого топлива теоретическая температура горения понижается. С другой стороны, вдувание природного газа увеличивает выход горнового газа в 1,7 раза по сравнению с тем случаем, когда то же количество кислорода расходуется на горение углерода кокса, а время пребывания материалов в печи с повышением расхода природного газа увеличивается.

Особенность вдувания природного газа проявляется через увеличение количества восстановительных компонентов в доменном газе.

Это ускоряет восстановление оксидов железа газом и способствует росту степени косвенного восстановления в доменной печи, снижению степени прямого восстановления, что приводит к экономии кокса.

Таким образом, ясно, что инъекция природного газа разогревает верх печи, поскольку увеличивается выход горнового газа, снижается скорость схода шихты и увеличивается время пребывания материалов в печи.

Несмотря на понижение теоретической температуры горения, низ печи также разогревается из-за снижения степени прямого восстановления оксидов железа и снижения скорости схода шихты, что и обеспечивает экономию кокса.

Следует иметь в виду, что экономия тепла, возможная при применении природного газа, может оказаться меньшей (или даже свестись к нулю), если не компенсировать понижение температуры горения. Компенсация возможна за счет повышения нагрева дутья, а также обогащения дутья кислородом.

Обогащение дутья кислородом сопровождается уменьшением выхода фурменного газа на 1 кг сгорающего углерода и повышением скорости схода шихты. Таким образом, добавки кислорода к дутью уменьшают W_r и увеличивают $W_{ш}$. В итоге отношение теплоемкостей потоков шихты и газов будет уменьшаться и, по мере обогащения дутья кислородом, верх печи будет охлаждаться. Этот вывод следует прежде всего из анализа формулы для расчета температур колошникового газа, полученного из уравнения теплового баланса для верхней ступени теплообмена,

$$T_{кг} = t_{з.т}(1 - W_{ш}/W_r). \quad (3.8)$$

Формула (3.8) не описывает всех изменений температурных полей по мере обогащения дутья кислородом (рис. 3.16). Она справедлива лишь при небольших степенях обогащения, пока $W_{ш} < W_r$, т. е. при $m < 1$, линия 1. При достижении $(W_{ш}/W_r) = 1$, кривая температур превратится в прямую линию 2, а температура колошника понизится. Когда $W_{ш}/W_r > 1$, выпуклость температурной кривой изменится (кривая 3), а шихта охладится.

Вырождение верхней ступени теплообмена при глубоком обогащении дутья кислородом (рис. 3.16) возможно только теоретически, без учета внутренних свойств доменного процесса и действия обратных связей. Практически же такая схема неосуществима, т. к. доменный

процесс с одноступенчатой схемой теплообмена устойчиво и экономично не может быть реализован. В этом случае существенно уменьшается область косвенного восстановления и неизбежно увеличивается степень прямого восстановления. В результате требуется либо увеличить расход кокса, либо инжектируемого топлива.

Повышение концентрации кислорода в дутье сопровождается одновременным ростом теоретической температуры горения вследствие уменьшения выхода горнового газа на 1 кг углерода, сгорающего у фурм (рис. 3.17). При выплавке передельных чугунов, чрезмерно высокие температуры в горне могут вызвать значительные затруднения во введении плавки и препятствуют получению малокремнистых чугунов. Понижение чрезмерно высоких теоретических температур горения может быть достигнуто путем понижения температуры дутья или значительного его увлажнения (но оба эти способа связаны с перерасходом кокса) либо путем вдувания природного газа.

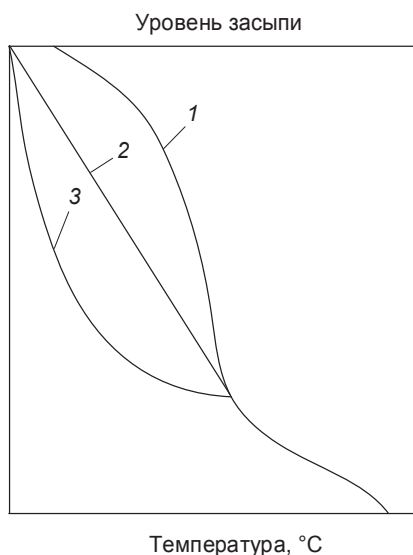


Рис. 3.16. Влияние обогащения дутья кислородом на температурное поле шахты доменной печи

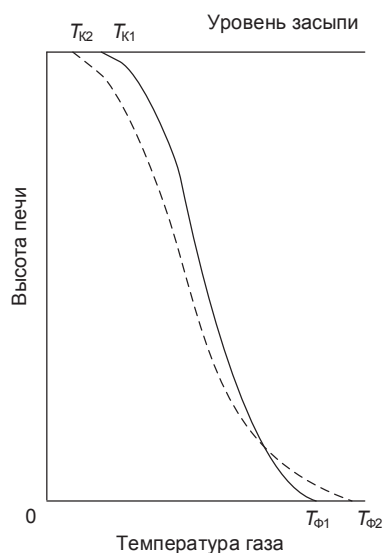


Рис. 3.17. Влияние обогащения дутья кислородом на температурное поле доменной печи

В результате анализа процессов в нижней ступени теплообмена установлено неоднозначное, в зависимости от температуры дутья (T_d), влияние расхода технологического кислорода на тепловое состояние горна. Обогащение дутья кислородом приводит к похолоданию горна,

если $T_d > 1000^\circ\text{C}$, к разогреву в случае $T_d < 1000^\circ\text{C}$, и, если $T_d = 1000^\circ\text{C}$, обогащение дутья кислородом не меняет теплового состояния горна.

Такое сложное воздействие дутья, обогащенного кислородом, находит свое объяснение автономностью теплового баланса нижней ступени теплообмена. Если в результате обогащения дутья кислородом на ΔEn_{O_2} ‰, количество дутья и газов, покидающих нижнюю ступень теплообмена, уменьшится на ΔV_d , то уравнение теплового баланса нижней ступени, кДж/т чугуна, примет вид:

$$\Delta Q = \Delta V_d En_{O_2} [13,40 B_d - 1,38(T_d - t_{3,T})],$$

где ΔV_d — изменение объема дутья, $\text{м}^3/1\% \text{O}_2$;

En_{O_2} — обогащение (enrichment) дутья кислородом, ‰;

13,40 — тепловой эффект разложения влаги дутья, кДж/г;

B_d — влажность дутья, г/м³;

1,38 — теплоемкость азота, кДж/(м³ · К);

T_d — температура дутья, °С;

$t_{3,T}$ — температура зоны замедленного теплообмена, °С.

После преобразований этого уравнения получим уравнение следующего вида:

$$\Delta Q = \Delta V_d En_{O_2} [t_{3,T} + 9,71 B_d - T_d].$$

Из анализа данного уравнения следует, что если температура дутья больше суммы величин, заключенных в круглые скобки, то обогащение дутья уменьшает ΔQ и, следовательно, охлаждает горн. В таком случае пороговое значение температуры горячего дутья составляет

$$T_d^n = t_{3,T} + 9,71 B_d.$$

Так, при $B_d = 15 \text{ г/м}^3$ и $t_{3,T} = 850^\circ\text{C}$, $T_d^n \approx 996^\circ\text{C}$.

Таким образом, уменьшение энтальпии дутья при обогащении дутья кислородом является фактором, препятствующим достижению экономии кокса при выплавке чугуна и в определенных условиях влекущим за собой даже повышение относительного расхода кокса. По мере обогащения дутья кислородом, изменение расхода кокса в значительной степени зависит от нагрева дутья и определяется количеством тепла, вносимого в нижнюю, лимитирующую расход кокса, ступень теплообмена.

Повышение концентрации СО и понижение содержания азота в фурменном газе при увеличении расхода кислорода увеличивают

восстановительную способность газа и способствуют ускорению процессов непрямого восстановления. Однако существенное понижение температуры в шахте, в которой процессы непрямого восстановления протекают наиболее интенсивно, препятствуют развитию косвенного восстановления оксидов железа.

В табл. 3.1 приведено качественное влияние, оказываемое различными воздействиями, на тепловое состояние верха и низа доменной печи.

Таблица 3.1

Воздействия на тепловое состояние верха и низа доменной печи

| Увеличение | Действие на верхнюю ступень теплообмена | Действие на нижнюю ступень теплообмена | Примечание |
|------------------------------|---|--|---|
| Рудная нагрузка | — | — | |
| Расход природного газа | + | + | С учетом изменения степени прямого восстановления |
| Содержание кислорода в дутье | — | + 0 — | При $T_d < 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ $T_d = 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ $T_d > 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ |
| Влажность дутья | 0 | — | |
| Температура дутья | 0 | + | |

Примечание. Знак «плюс» означает, что воздействие способствует разогреву ступени теплообмена (верхней или нижней), знак «минус» — охлаждению; нуль указывает на то, что данное воздействие не изменяет тепловое состояние.

3.6. Принципы работы доменных печей на комбинированном дутье

Теория теплообмена в доменной печи успешно развивалась, особенно при освоении технологий доменной плавки с использованием комбинированного дутья — воздушного дутья, обогащенного углеводородными добавками и кислородом. На этой стадии освоения работы доменных печей на комбинированном дутье значительное внимание было уделено такой топливной добавке, как мазут. Привлекательность данного вида топлива состояла в более высоком в сравнении с природным газом тепловым эффектом реакций неполного горения и низким

содержании золы, что сказывалось на снижении выхода шлака. Однако к настоящему времени в России, Японии и других странах от мазута как заменителя кокса отказались из-за сложности его подготовки к использованию в качестве топливной добавки комбинированного дутья. Основными причинами такого решения явились:

- сложность специального хозяйства для хранения и подготовки мазута к сжиганию;
- необходимость подогрева мазута при подаче к печам для снижения его вязкости;
- сжигание мазута в окислительном очаге, не обеспечивающем полного его горения, в результате чего колошниковый газ насыщается пиролизным углеродом — сажей.

Если к этому добавить высокую стоимость низкосернистого мазута для доменных печей, то ориентация только на природный газ и пылеугольное топливо (ПУТ) станет очевидной.

Опыт работы доменных печей на дутье, обогащенном природным газом и кислородом, показал:

- использование природного газа в качестве добавки к дутью привело к сокращению расхода кокса;
- обогащение дутья кислородом с одновременной инжекцией природного газа обеспечило рост производительности доменных печей;
- указанные достижения сопровождались снижением себестоимости чугуна.

Выяснились также и возможности более гибкого управления технологией выплавки чугуна и, в первую очередь, тепловым состоянием доменной печи. Использование природного газа и кислорода поставило перед специалистами ряд вопросов по более эффективному учету изменений в протекании тепловых, восстановительных и газодинамических процессов. Главными из них являются процессы горения в фурменных очагах и последующий теплообмен между газовым потоком и потоком шихтовых материалов. Важную роль играют процессы прямого и косвенного восстановления, а также процессы гидро- и газодинамики, существенно влияющие на производительность доменной печи.

Первые исследования работы доменных печей при использовании природного газа показали, что все лимитировавшие доменную плавку процессы претерпевают значительные изменения. Например, добавка природного газа к дутью понижает теоретическую температуру горе-

ния в фурменных зонах, увеличивает выход горнового газа, тем самым изменяя соотношение теплоемкостей потоков шихты и газа по высоте печи и количественно воздействуя на схему теплообмена. Обогащение горнового газа водородом в результате конверсии природного газа приводит к дополнительному развитию процессов непрямого восстановления и снижению степени прямого восстановления. При этом уменьшаются затраты тепла на восстановление оксидов железа в нижней ступени теплообмена. Увеличение концентрации водорода в горновом газе приводит также к уменьшению плотности газовой среды. Это улучшает газодинамический режим работы печи. Однако уменьшение доли кокса в шихте, увеличение выхода горнового газа воздействует на газодинамический режим в худшую сторону.

Проф. Б. И. Китаев с учениками, развивая теорию теплообмена в доменной печи, определил основные принципы (условия), которые необходимо соблюдать при инъекции в фурмы любых добавок к воздушному дутью — природного газа, мазута, пылеугольного топлива и кислорода.

Главный из них заключается в следующем.

«Любые добавки к дутью должны гарантировать, как минимум, сохранение распределения температур по высоте доменной печи, а следовательно, и условий восстановления шихты» (см. библиогр. список к гл. 3 и 4 [1–3]). Соблюдение этого принципа требует выполнения следующих условий:

- тепловое состояние нижней ступени теплообмена в условиях работы доменной печи с инъекцией углеводородных добавок и обогащением дутья кислородом должно всегда гарантировать получение кондиционного чугуна. Другими словами, тепловая энергия, формирующаяся при горении кокса и углеводородных добавок, должна компенсировать затраты тепла на нагрев шихты от температуры «зоны умеренных температур» до конечной температуры чугуна и шлака с учетом процессов плавления, прямого восстановления железа, кремния, марганца, фосфора и других элементов, а также процессов формирования чугуна и шлака. Количество этого тепла определяется выходом горновых газов на тонну чугуна и температурой фурменных очагов;
- восстановительный потенциал горновых газов в нижней ступени теплообмена должен быть, как минимум, сохранен или быть более высоким по отношению к тому уровню, который существовал до инъекции;

- термическое разложение (конверсия) углеводородных добавок к дутью, обогащенном кислородом, должно завершаться образованием CO и H_2 в объеме фурменных очагов без образования сажи;
- температурное поле в пределах верхней ступени теплообмена должно поддерживаться на оптимальном уровне и обеспечивать необходимую степень развития косвенного восстановления оксидов железа, при этом теплоемкость потока шихты в этой части печи должна меньше теплоемкости потока газа, т. е. $W_{ш} < W_{г}$;
- газодинамический режим в слое шихтовых материалов должен быть организован без потери производительности доменной печи.

Требование сохранения или улучшения газодинамического режима доменной плавки обычно выполняется с учетом изменения показателей прочности и газопроницаемости шихтовых материалов, выхода горновых газов, а также особенностей радиального распределения газового потока. Выбор соотношения «углеводородная добавка — кислород» при инжекции, а также улучшение газодинамических характеристик сырья и повышение давления газа под колошником позволяют выполнить это условие.

Каждое из этих условий может стать лимитирующим. Все зависит от теплового состояния печи, газопроницаемости столба шихтовых материалов, восстановимости шихты и других факторов. Так, например, если в верхней ступени теплообмена нет резерва тепла, то четвертое условие при инжекции топливных добавок будет лимитирующим. Это значит, что соотношение теплоемкостей потоков шихты и газа в новых условиях работы печи превышает значение m' , которое определяло работу доменной печи до изменения условий ее работы, т. е.

$$m'' > m' \text{ или } (W_{м}/W_{г})'' > (W_{м}/W_{г})'.$$

Здесь индексы «'» «''» подчеркивают, что данные характеристики относятся к верхней ступени теплообмена и характеризуют ее тепловое состояние до и после внедрения технологии плавки с использованием комбинированного дутья. Если же в тепловом балансе верхней ступени теплообмена при инжекции топливных добавок появляется избыток тепла, то $(m)'' < (m)'$ и условие теряет свое значение как лимитирующее. Подобный подход к анализу условий инжекции добавок подтвержден практикой использования комбинированного дутья.

3.6.1. Характеристики углеводородных добавок

Качество углеводородной добавки следует оценивать по отношению весового содержания углерода к весовому содержанию водорода C/H . Для природного газа, состоящего в основном из метана, этот коэффициент $C/H \approx 3$ и для пылеугольного топлива — более 14. Столь значительное изменение значения C/H указывает на то, что при переходе от природного газа к углю, в продуктах неполного горения этих видов топлива уменьшается доля водорода.

От величины соотношения C/H зависит также и объем продуктов неполного горения $CO + H_2$, которые образуются в результате неполного горения 1 кг природного газа и 1 кг угля. Данные о выходе CO и H_2 (m^3/kg) для этих условий подтверждают этот вывод (табл. 3.2).

Таблица 3.2

**Выход компонентов фурменного газа доменной печи
при использовании углеводородных добавок к воздушному дутью**

| Вид углеводородной добавки | $CO, m^3/kg$ | $H_2, m^3/kg$ | $\Sigma(CO + H_2), m^3/kg$ | C/H |
|----------------------------|--------------|---------------|----------------------------|-------|
| Природный газ | 1,40 | 2,80 | 4,20 | 3 |
| Мазут | 1,61 | 1,27 | 2,88 | 8 |
| Угольная пыль | 1,32 | 0,61 | 1,93 | >14 |
| Кокс | 1,59 | 0,22 | 1,81 | — |

Таким образом, с ростом C/H в фурменном газе снижается не только концентрация водорода, но и выход фурменного газа. Важным показателем эффективности использования добавок служат также тепловые эффекты реакций неполного горения.

Природный газ состоит на 96–98 % из CH_4 . Остальное — пропан, бутан, азот и влага. Газ обладает особенностями, которые определили его применение в технологиях доменной плавки. К ним относятся:

- чистота газа по содержанию серы и по взвешенным примесям;
- способность повышать концентрацию H_2 в горновых газах;
- простота и дешевизна техники распределения природного газа по фурмам и его инъекции в каждую фурму;
- легкость регулирования расхода природного газа для поддержания теплового состояния печи;
- возможность подогрева перед инъекцией в фурмы.

Использование природного газа сопровождается снижением выхода шлака в результате уменьшения удельного расхода кокса. Попутно снижается и приход серы и фосфора в печь.

Пылеугольное топливо (ПУТ) в технологии доменной плавки применяется с начала 1980-х гг. К настоящему времени установлены основные особенности этого вида топлива как заменителя кокса. Такие особенности в сравнении с природным газом следующие:

- высокая зольность;
- повышенное содержание серы;
- наиболее высокий тепловой эффект реакций неполного горения;
- хранение, подготовка угля к сжиганию (усреднение состава, измельчение, удаление влаги и пр.); подача пылеугольного топлива к фурмам реализуется с помощью специального оборудования;
- полная газификация частиц угля в фурменном очаге при определенном размере частиц.

Указанные особенности определили требования к углю как к углеводородной добавке к дутью:

- низкая зольность. Это требование определяет коэффициент замены кокса, выход шлака, содержание кремния в чугуна. Зольность ПУТ не должна превышать зольность кокса. Рекомендуемая зольность составляет 10–12 %. Качество золы определяет расход ПУТ — чем выше ее основность, тем больше можно вводить в дутье ПУТ;
- высокая температура плавления золы — более 1400 °С;
- низкое содержание серы (не более 1 %). Для сохранения качества чугуна, содержание серы в ПУТ не должно превышать содержание этого компонента в коксе;
- высокое содержание летучих веществ в угле (до 30–40 %). Такой уголь обеспечивает быстрое и полное сгорание частиц угля в фурменном очаге, увеличивает концентрацию водорода в горновом газе и снижает удельный расход кокса на выплавку чугуна;
- хорошая измельчаемость угля — уменьшает затраты энергии на тонкое измельчение, транспорт и распределение топлива по фурмам, а также подготовку ПУТ к сжиганию в пределах фурменного очага. Хорошие результаты работы доменных печей достигают при инъекции частиц угля размером 50–80 мкм.

Угли с высоким выходом летучих веществ характеризуются низким содержанием серы, большими запасами. Низкая стоимость таких углей при добыче делает их привлекательными для использования в качестве топливных добавок к дутью.

3.6.2. Работа доменных печей на комбинированном дутье

Опыт работы доменных печей на комбинированном дутье позволил установить особенности технологии выплавки чугуна. При использовании углеводородных добавок:

- уменьшается приходная часть теплового баланса в нижней ступени теплообмена за счет ввода топливных добавок в холодном состоянии и неполного горения инжектируемых видов топлива. Приходная часть теплового баланса в этой области доменной печи может быть восстановлена за счет повышения температуры дутья, температуры инжектируемого топлива и содержания кислорода в дутье;
- уменьшение расхода кокса и увеличение выхода горнового газа способно вызвать ухудшение газопроницаемости шихты. Для сохранения, а в большинстве случаев и увеличения производительности доменных печей прибегают к достаточно известным приемам управления ходом доменной печи: к повышению содержания кислорода в дутье, перераспределению рудной нагрузки по радиусу печи, увеличению кинетической энергии дутья на фурмах. Воздействуя на эти параметры и на расход инжектируемого топлива, всегда возможно создать условия для эффективной работы доменной печи по расходу кокса и производительности.

Результаты работы доменных печей с использованием комбинированного дутья определили энергетическую эффективность этой технологии, оцениваемой по эквиваленту замены кокса инжектируемым топливом E , который рассчитывается как отношение сэкономленного кокса ΔK , кг/т чугуна, к количеству инжектируемой топливной добавки ΔV_T

$$E = \frac{\Delta K}{\Delta V_T}.$$

Для природного газа величина $\Delta V_T = \text{м}^3/\text{т}$ чугуна, а для мазута и пылеугольного топлива $\Delta V_T = \text{кг}/\text{т}$ чугуна. На рис. 3.18 представлены значения коэффициентов замены кокса в зависимости от инжектируемых видов топлива.

В настоящее время наиболее широко в технологиях доменной плавки используются пылеугольное топливо и природный газ. Мазут, как углеводородная добавка к дутью, применяется на некоторых печах

совместно с природным газом или ПУТ. Выбор того или иного вида топлива для инъекции в доменные печи определяется ценой топлива с учетом затрат на его подготовку и ввода его в печь, а также экономическим эффектом, достигнутым за счет экономии дорогостоящего кокса.

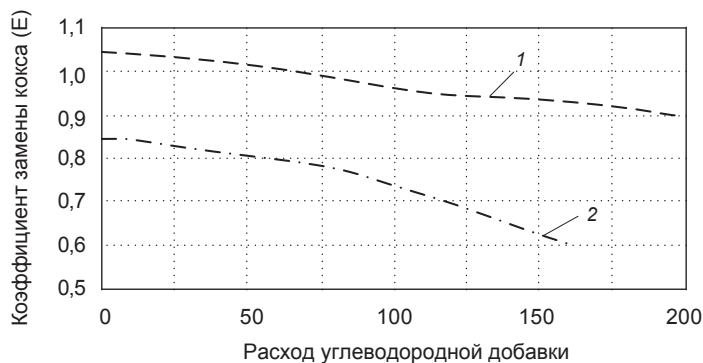


Рис. 3.18. Зависимость коэффициента замены кокса от расхода углеводородной добавки:

1 — пылеугольное топливо, кг/т чугуна; 2 — природный газ, м³/т чугуна

Снижение расхода кокса при высоком уровне углеводородных добавок к дутью потребует:

- улучшения прочностных характеристик железорудных составляющих шихты в целях исключения образования мелочи;
- обеспечения горячей прочности кокса на уровне $CSR = 60...70\%$, а его реакционной способности $CRI = 25...30\%$;
- повышения металлургических свойств железорудного сырья;
- обеспечения возможностей нагрева дутья до $1300\text{ }^{\circ}\text{C}$ и более;
- обогащения дутья кислородом для регулирования температуры, выхода горновых газов и интенсивности плавки;
- применения специальных фурм и средств подачи инжектируемого топлива и кислорода для обеспечения условий полной газификации углеводородных добавок в пределах фурменной зоны;
- повышения давления газа на колошнике для увеличения расхода дутья при сохранении перепада давления;
- обеспечения рационального распределения материалов и газов с помощью бесконусных засыпных устройств.

3.7. Совместное развитие процессов тепло- и массообмена

Одним из направлений развития методов расчета доменного процесса является математическое моделирование, основанное на закономерностях теплообмена в противотоке, кинетики химических реакций. При достаточно полном и достоверном описании основных процессов, эти кинетико-математические модели позволяют определить не только выходные параметры установившегося (стационарного) режима плавки, но и пространственное поле температур, концентраций, скоростей, степени завершенности различных реакций. Кроме того, появилась возможность исследования переходных процессов по различным каналам воздействий.

Ниже приведены результаты, полученные Б. А. Боковиковым, В. И. Мойкиным и др., при исследовании доменного процесса с использованием кинетико-математической модели ВНИИМТ (см. библиогр. список к гл. 3 и 4 [16, 17]).

Особенностями модели ВНИИМТ являются полнота математического описания, которая охватывает все основные процессы, происходящие в доменной печи, от уровня засыпи до уровня чугунных леток, учет изменения скорости схода материалов в печи в зоне плавления железорудной части шихты, использование процедур параметрической идентификации для настройки коэффициентов модели.

Модель доменной печи условно разделена на четыре зоны (рис. 3.19, сверху вниз):

- зона «сухой» шахты, в которой протекают процессы тепломассообмена между потоком газа и твердой шихтой;
- зона плавления — область от уровня появления жидкой фазы до полного расплавления железорудных материалов;
- зона жидких фаз, в которой процессы тепломассообмена развиваются и протекают между тремя фазами — газом, расплавом и коксом;
- зона горна — от уровня фурм до уровня чугунной летки. В этой области заканчивается формирование состава чугуна и шлака.

При математическом моделировании учтены следующие процессы:

- в зоне 1 — теплообмен между газовым потоком и шихтовыми материалами, сушка кокса, не прямое восстановление рудной части шихты оксидом углерода и водородом и замедление этих процессов в зоне размягчения материалов из-за уменьшения пористости рудной части шихты, газификация кокса диоксидом углерода и водяным паром и науглероживание восстановленного железа углеродом;

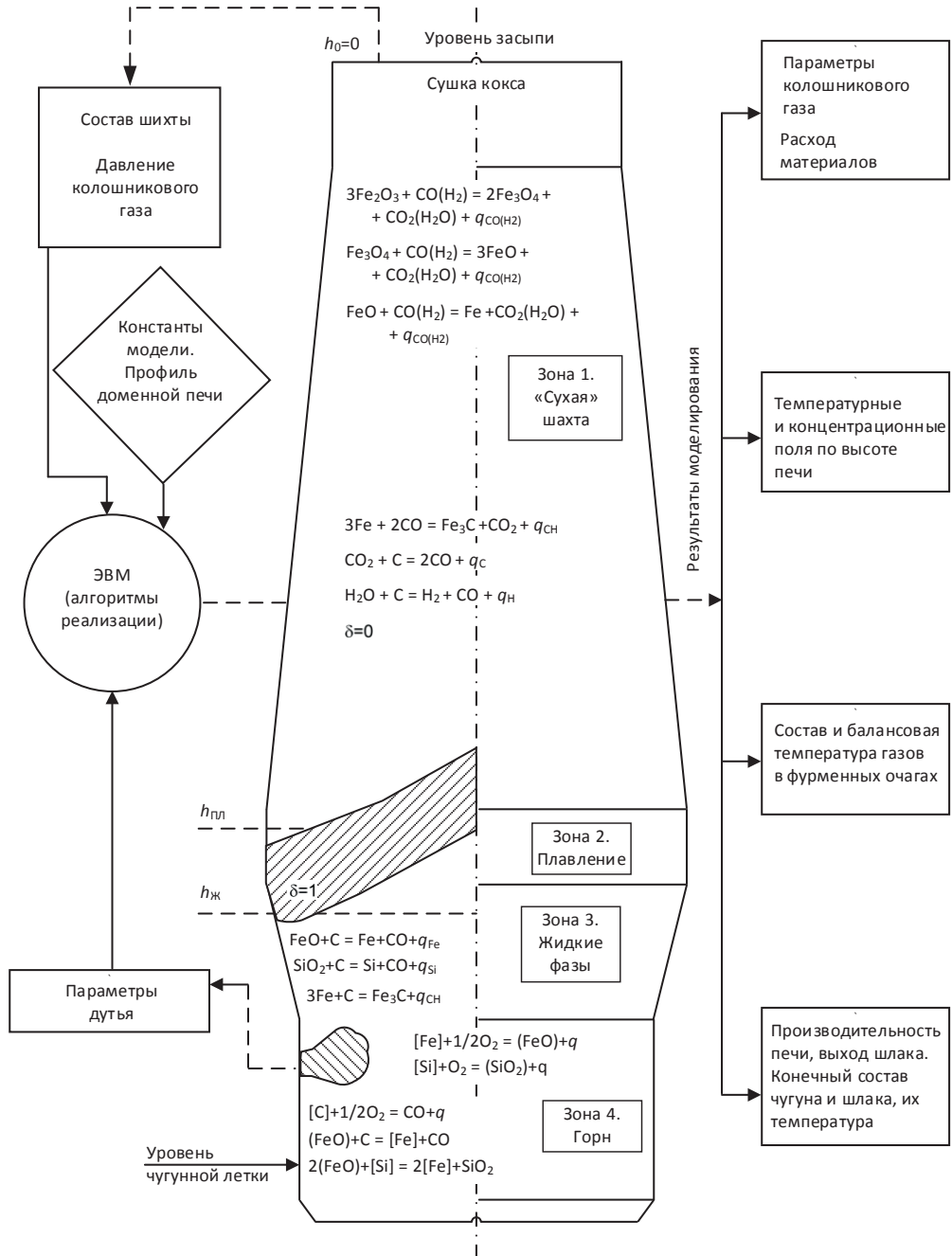


Рис. 3.19. Принципиальная схема модели доменного процесса ВНИИМТ

- в зоне 2 — теплообмен между газовым потоком, коксом и плавящейся рудной частью шихты и науглероживание восстановленного железа;
- в зоне 3 — теплообмен между газовым потоком, коксом и жидкими продуктами плавки, науглероживание железа углеродом кокса, прямое восстановление Fe, Si, Mn, Ti, V;
- в зоне 4 — горение кокса, окисление железа, кремния и растворимого в железе углерода в окислительной зоне, вторичное восстановление железа и частичное окисление кремния закисью железа шлака ниже фурм, смешение «свежего» чугуна с чугуном «ямы» лещади и формирование конечного состава чугуна и шлака.

Математическое моделирование режимов доменной плавки основано на использовании известных уравнений тепловых и материальных балансов, дополненных уравнениями теплообмена между потоками газов и шихтовых материалов, уравнениями кинетики основных физико-химических процессов, а также системой граничных условий, отражающих технологические особенности процессов доменной плавки. Таким образом, модель представляет собой систему нелинейных дифференциальных уравнений, описывающих изменение температуры, состава и количественного расхода потоков шихты и газа во времени и по высоте печи.

На рис. 3.20 представлено распределение температурных и концентрационных полей, полученных при моделировании печей № 9 (объемом 5000 м³) металлургического комбината Arcelor—Mittal, Кривой Рог — Криворожсталь (КСт). Распределение температуры, состава газа и материалов отвечает современным представлениям о характере процессов внутри печи (завершенность теплообмена, наличие зоны замедленного теплообмена).

Зона размягчения начинается при 1150 °С и имеет высоту 2 м. Зона плавления находится на расстоянии 6,5 м от уровня фурм, ее толщина составляет 2,6 м. В этой зоне скорость опускания шихты вследствие освобождения объема от расплавления материалов увеличивается от 2 до 4 м/ч. Максимальная скорость (9 м/ч) наблюдается на уровне засыпи, а средняя скорость по высоте составляет 5,6 м/ч, что соответствует времени пребывания материалов в печи.

Через фурменные очаги проходит 15 % всего количеств жидких продуктов плавки, при этом они перегреваются на 270 °С (или 42 °С в расчете на весь объем выпускаемого чугуна и шлака). Конечная темпе-

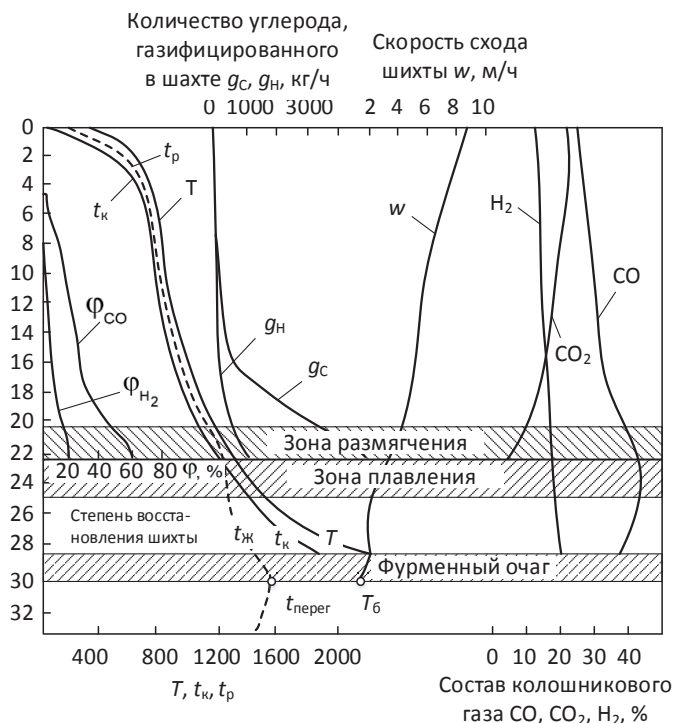


Рис. 3.20. Изменение параметров доменного процесса по высоте печи для условий печей № 9 (объемом 5000 м³) металлургического комбината Arcelor–Mittal, Кривой Рог

307

и выплавке специальных чугунов; оценивать влияние на показатели работы печи таких параметров плавки, как восстановимость, степень металлизации, состав железорудных материалов, реакционная способность кокса и др.

В условиях дальнейшего глубокого исследования процессов доменной плавки, в частности, механики движения материалов и газов, значительного расширения методов численного моделирования, возможностей современной компьютерной техники, можно надеяться в будущем на создание полных аналитических кинетико-математических моделей доменного процесса с еще большими возможностями.

3.8. Особенности переходных процессов в доменной печи

В реальных условиях работы доменной печи любое изменение параметров плавки — изменение рудной нагрузки, состава дутья, его температуры, влажности и пр. — является нарушением (возмущением), стационарного состояния, в результате чего возникает переходный процесс к новому стационарному состоянию. Переходные процессы в доменных печах, связанные с перестройкой температурных и концентрационных полей, полей давления и скоростей газа, носят нестационарный характер.

Наибольшее влияние на уровень устойчивости режимов работы доменной печи оказывают переходные процессы, определяющие тепловое состояние, особенно в высокотемпературной зоне (в области заплечиков и горна), зоне, где формируются продукты плавки, их качественные и количественные характеристики, определяющие технико-экономические показатели технологии производства чугуна.

В зависимости от вида и знака возмущения, например, нарушающего тепловое состояние горна, возможен либо его разогрев, либо его похолодание. Если возникли возмущения по нескольким параметрам, то протекание переходных процессов существенно усложняется. Опытные представления о характере и продолжительности переходных процессов не раскрывают всей картины перестройки полей главных параметров доменной плавки. Подобная ограниченность может быть устранена в результате изучения переходных процессов в доменной печи методами математического моделирования.

Для исследования закономерностей перестройки температурных полей в зоне расплава, необходимо было получить представление об изменении температур кокса, чугуна, шлака на различных горизонтах по высоте зоны расплава. При постановке задачи нестационарного теплообмена в нижней части доменной печи, за основу была принята схема движения материалов и газов, использованы условные обозначения, представленные в подгл. 3.4. В соответствии с принятой схемой, в зоне расплава происходит нагрев газом трех составляющих шихты — кокса, чугуна и шлака, причем каждая из них пребывает в состоянии теплообмена между собой. В этой зоне развиты как конвективные процессы теплообмена, так и процессы лучистого теплообмена (тепловое излучение). Конвективный теплообмен имеет место между газом и коксом, газом и чугуном, газом и шлаком, а также между шлаком и коксом, поскольку стекающий по коксу шлак частично покрывает его поверхность, а лучистый теплообмен происходит между тремя компонентами шихты: коксом, чугуном и шлаком.

В такой постановке задача математически описывается с помощью следующей системы уравнений:

- для потока кокса

$$c_1 \rho_1 \frac{\partial t_1}{\partial \tau} + c_1 \rho_1 w_1 \frac{\partial t_1}{\partial y} = \alpha_{г-1} f_1(T - t_1) + \alpha_{к13} f_1(t_3 - t_1) + \alpha_{л12} f_1(t_1 - t_2) + \alpha_{л31} f_1(t_3 - t_1);$$

- для потока чугуна

$$c_2 \rho_2 \frac{\partial t_2}{\partial \tau} + c_2 \rho_2 w_2 \frac{\partial t_2}{\partial y} = \alpha_{г-2} f_2(T - t_2) + \alpha_{л12} f_2(t_1 - t_2) - \alpha_{л32} f_2(t_3 - t_2);$$

- для потока шлака

$$c_3 \rho_3 \frac{\partial t_3}{\partial \tau} + c_3 \rho_3 w_3 \frac{\partial t_3}{\partial y} = \alpha_{г-3} f_3(T - t_3) - \alpha_{к13} f_1(t_3 - t_1) - \alpha_{л32} f_2(t_3 - t_2) - \alpha_{л31} f_1(t_3 - t_1);$$

- для потока газа

$$c_г \rho_г w_г \frac{\partial T}{\partial y} = \alpha_{г-1} f_1(T - t_1) + \alpha_{г-2} f_2(T - t_2) + \alpha_{г-3} f_3(T - t_3);$$

- с граничными и начальными условиями

$$y = 0; t_1 = t'_1; t_2 = t'_2; t_3 = t'_3; y = H_0; T = T'.$$

$$\tau = 0, t_1 = t^0_1(y), t_2 = t^0_2(y), t_3 = t^0_3(y).$$

Плотность орошения расплавом при выполнении расчетов определяют по производительности печи и выходу шлака. Средние скорости опускания коксовой насадки при расчете стационарного температурного поля принимают пропорциональными количеству кокса, сгорающего у фурм и расходуемого на науглероживание чугуна. В целях учета изменения кажущейся теплоемкости за счет процессов плавления, прямого восстановления и науглероживания чугуна было принято допущение, что плавление железорудных материалов происходило мгновенно. Это позволило соответствующий тепловой эффект отнести к кажущейся теплоемкости чугуна и шлака пропорционально их количеству на входе в зону плавления. Затраты тепла на прямое восстановление отнесли к кажущейся теплоемкости кокса, а тепловой эффект науглероживания железа — к кажущейся теплоемкости чугуна. По высоте слоя распределение затрат тепла было принято равномерным. Кажущиеся теплоемкости материалов оценивают методом последовательного приближения и коррекции отношения тепловых эффектов химических реакций к температурному интервалу нагрева каждого из потоков. Температуру плавления железорудных материалов принимают равной 1250°C , а температуру газа на входе в теплообмен $T' = 1900^{\circ}\text{C}$.

Адаптацию модели проводили по варианту расчета стационарного распределения температур по высоте зоны расплава (рис. 3.21).

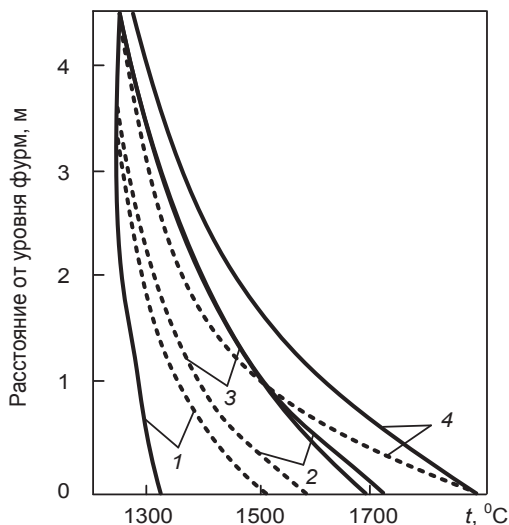


Рис. 3.21. Стационарные температурные поля чугуна (1), кокса (2), шлака (3) и газа (4) по высоте зоны расплава с учетом взаимного лучистого теплообмена между потоками (пунктирные линии) и без учета (сплошные линии)

Поскольку прямое сопоставление рассчитанных температур с действительными в зоне расплава произвести невозможно в силу сложности промышленного эксперимента, достоверность полученных расчетов результатов оценивали по фактической конечной температуре чугуна и шлака на выпусках. При этом учитывали, что температура кокса, поступающего в зону горения, близка к температуре шлака, а температура чугуна ниже температуры шлака на 40–60 °С. Подобное соотношение температур получили и в результате расчета, что подтвердило правомерность допущений, принятых в модели.

При анализе результатов моделирования было установлено, что лучистый теплообмен в нижней части доменной печи действительно существенен. Так, разность температур между чугуном и коксом без учета лучистого теплообмена составляла 400 °С, а с его учетом — 80 °С. В свою очередь, вследствие интенсивного конвективного теплообмена между шлаком и коксом, их температуры оказались близкими и различие между ними составило 5–10 °С.

В процессе исследований анализировались переходные процессы при ступенчатом изменении температуры газа в фурменных очагах T' от 1900 °С до 2100 °С. При таком возмущении было отмечено, что температура чугуна, шлака и кокса повысилась на 60–70 °С.

Изменения температуры шлака (кокса) и чугуна в переходном процессе приводились к единичному возмущению и были представлены в относительных единицах (рис. 3.22). Поэтому справедливо условие: при $\tau \rightarrow \infty$ на всех горизонтах по высоте слоя $\vartheta_{\text{отн}} = 1,0$.

$$\vartheta_{\text{отн}} = \frac{t_i^{\tau}(y) - t_i^0(y)}{t_i^{\infty}(y) - t_i^0(y)},$$

где $t_i^{\tau}(y)$, $t_i^0(y)$, $t_i^{\infty}(y)$ — соответственно текущее, начальное и конечное (установившиеся) значение температур для i -го материала (кокса, шлака, чугуна) на данном горизонте слоя.

Анализ результатов математического моделирования показал, что на разных горизонтах инерционность процессов неодинакова и возрастает от нижних горизонтов к верхним, что обусловлено различием тепловых потоков от газа к материалу по высоте зоны расплава.

На уровне фурм, где существует максимальная разность температур газа и материалов, а следовательно, и максимальная величина теплового потока, скорость нагрева (охлаждения) материалов максимальна. Моделирование также было выполнено в двух вариантах: с учетом лу-

чистого теплообмена и без учета этого явления. В результате моделирования установлено, что лучистый теплообмен выравнивает скорости нагрева потока материалов и охлаждения потока газа. Учет лучистого теплообмена необходим при исследовании закономерностей деформации температурных полей в переходных и квазистационарных режимах. В то же время учет различий в теплофизических свойствах кокса, чугуна, шлака и взаимного лучистого теплообмена между ними не оказывает заметного влияния на общую длительность переходных процессов.

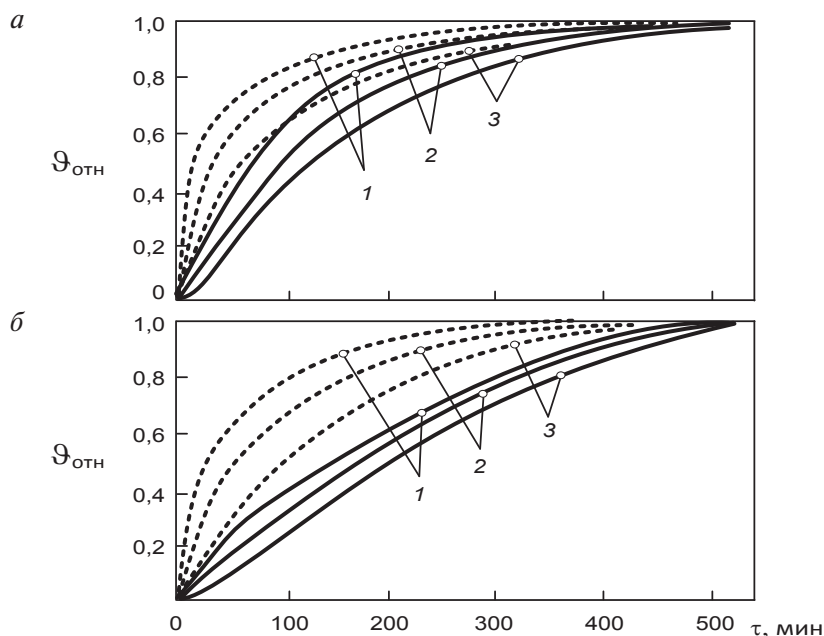


Рис. 3.22. Изменение температуры чугуна (сплошные линии), кокса и шлака (пунктирные линии) в переходном процессе при ступенчатом изменении температуры газа на входе в теплообмен с учетом (а) и без учета (б) теплообмена излучением на расстоянии от уровня фурм, м:

1 – 0,1; 2 – 0,5; 3 – 1,0

Следует отметить, что общая закономерность, которая обобщает результаты по математическому моделированию процессов нестационарного теплообмена в слое, заключается в аperiodическом (неколебательном) характере переходных процессов. Однако это положение справедливо только при условии постоянства отношения теплоемкостей потоков материалов и газа по высоте рассматриваемого участка слоя, что в неполной мере отражает характер развития теплообмен-

ных процессов по высоте доменной печи. Таким образом, результаты моделирования процессов нестационарного теплообмена в слое, учитывающие тепловые эффекты процессов восстановления, дают лишь количественную оценку длительности переходных процессов и общие представления о характере переходных процессов в отдельных участках слоя, но не для печи в целом.

В связи с этим с использованием кинетико-динамической модели доменного процесса ВНИИМТ были изучены динамические характеристики доменных печей по различным каналам управления. Моделирование проведено при ступенчатом изменении управляющего воздействия с последующим расчетом состава выплавляемого чугуна и динамики технологических параметров работы печи во времени (кривые разгона).

В качестве воздействий были выбраны изменения рудной нагрузки P_H , содержания кислорода в дутье ω и расхода природного газа $V_{\text{пг}}$. Изменения управляющих воздействий обычно устанавливали для получения заданной марки чугуна (перedefельный чугун), при этом исследовали влияние как величины воздействия, так и его знака.

В принятых базовых вариантах учитывали условия работы доменных печей № 9 (объемом 5000 м³) металлургического комбината Arcelor—Mittal, Кривой Рог — Криворожсталь (КСт) и № 6 (объемом 3200 м³) Ново-Липецкого металлургического комбината (НЛМК). В табл. 3.3 представлены основные технологические показатели обеих печей, использованные в качестве базовых при исследовании переходных процессов.

Таблица 3.3

Основные показатели работы доменных печей в базовом варианте

| Наименование показатели | 9, КСт | 6, НЛМК |
|---|--------|---------|
| Среднее содержание железа в шихте, % | 54,9 | 54,0 |
| Окисленность шихты, % | 88,0 | 87,0 |
| Рудная нагрузка, т/т | 3,87 | 3,90 |
| Влажность кокса, % | 3,0 | 0,6 |
| Расход дутья (с учетом потерь), м ³ /мин | 8100 | 4830 |
| Влажность дутья, % | 1,0 | 1,0 |
| Давление дутья, кПа | 400 | 370 |
| Содержание кислорода в дутье, % | 26,4 | 29,0 |
| Расход природного газа, % к дутью | 10,0 | 11,3 |
| Температура дутья, °С | 1160 | 1220 |

Расчетные показатели доменной плавки в стационарном состоянии, которые использованы для определения коэффициентов передачи K , по различным каналам при изменении управляющих воздействий, представлены в табл. 3.4.

Влияние рудной нагрузки. Управление рудной нагрузкой является основным воздействием на тепловое состояние печи. В большинстве практических случаев нагрев продуктов плавки регулируется изменением коксовой подачи. Этот управляющий канал характеризуется значительным временем запаздывания, превышающим в несколько раз продолжительность цикла доменной плавки «накопление чугуна — выпуск чугуна».

Расчетное изменение во времени основных параметров доменной печи № 9 КСт после увеличения рудной нагрузки с 3,87 т руды/т кокса до 4,07 (снятие 700 кг кокса в подачу) представлено на рис. 3.23, а сплошными линиями (табл. 3.4, вариант 1).

Вследствие увеличения теплоемкости потока шихты, температура в шахте печи и колошникового газа снизилась, уровень зоны плавления опустился (на 0,2 м снизилась высота коксовой насадки), ухудшилась степень обработки материалов газами. Производительность печи и скорость схода шихты увеличились на 6 %. Уменьшение времени нагрева чугуна в нижней части печи и повышение степени прямого восстановления железа определили снижение нагрева чугуна (температура чугуна снизилась с 1454 до 1412 °С, а содержание Si в нем — с 0,91 до 0,16 %, см. табл. 3.4, вариант 1).

Изменение в нагреве продуктов плавки начали проявляться через 5,8 ч после истечения времени пребывания материалов в печи (один оборот), а общая продолжительность переходного процесса до установления содержания кремния на новом уровне составила 18 ч. Канал «рудная нагрузка — температура чугуна» обладает большей инерцией. Время переходного режима для него составило 21–22 ч (3,6–3,8 оборотов материала в печи). Коэффициент передачи по каналу «рудная нагрузка — содержание кремния в чугуне» составил 0,37 % Si/0,1 рудной нагрузки, или 0,10 % Si/100 кг кокса в подачу. Повышение уровня возмущения по величине рудной нагрузки с 3,87 до 4,27 т/т чугуна практически не меняло характера кривых разгона и величин коэффициента передачи K по каналу «рудная нагрузка — содержание кремния в чугуне» (0,38 % Si/0,1).

Таблица 3.4

Расчетные показатели доменной плавки при изменении входных условий по различным вариантам

| Показатели | Базо- вый период | 1 | 2 | 3 | 4 | Базо- вый период | 5 | 6 | 7 | 8 |
|---|------------------------|-------|------|-------------------------|-------|------------------------|------|------|------|------|
| | Доменная печь № 9, КСт | | | Доменная печь № 6, НЛМК | | | | | | |
| Производительность печи P , т чуг/сут | 10540 | 11260 | 9250 | 7882 | 11570 | 7343 | 7707 | 6912 | 6408 | 8052 |
| Удельный расход кокса K_k , кг/т чуг. | 450 | 433 | 450 | 444 | 455 | 449 | 443 | 474 | 453 | 454 |
| Скорость схода шихты w_m , м/ч | 8,92 | 9,34 | 7,85 | 6,59 | 9,9 | 8,73 | 9,07 | 8,45 | 7,68 | 9,67 |
| Уровень горизонта плавления от уровня за- сыпи h , м | 22,6 | 22,8 | 22,4 | 21,6 | 23,0 | 20,4 | 20,4 | 20,0 | 20,2 | 21,2 |
| Степень косвенного восстановления $\varphi_{кв}$, % | 76,1 | 72,5 | 80,2 | 85,3 | 68,6 | 72,2 | 68,7 | 75,5 | 77,1 | 66,6 |
| Теоретическая температура горения T_r , °C | 2162 | 2162 | 2043 | 1959 | 2330 | 2262 | 2264 | 2263 | 2121 | 2427 |
| Температура колошникового газа $T_{кг}$, °C | 256 | 223 | 327 | 423 | 172 | 232 | 202 | 264 | 313 | 160 |
| Состав колошникового газа, %: | | | | | | | | | | |
| CO | 23,7 | 23,6 | 21,9 | 20,4 | 24,4 | 26,3 | 26,4 | 26,4 | 23,5 | 26,5 |
| CO ₂ | 20,5 | 21,0 | 18,8 | 16,5 | 22,2 | 20,4 | 20,7 | 20,0 | 19,1 | 22,4 |
| H ₂ | 8,0 | 8,0 | 8,2 | 8,5 | 5,8 | 9,3 | 9,3 | 9,4 | 10,2 | 7,6 |
| Степень использования CO, % | 46,3 | 48,0 | 46,2 | 44,7 | 47,5 | 43,6 | 43,9 | 43,1 | 44,8 | 45,8 |
| Температура чугуна $t_{ч}$, °C | 1454 | 1412 | 1448 | 1439 | 1423 | 1458 | 1420 | 1465 | 1453 | 1440 |
| Содержание кремния в чугуне — [Si], % | 0,91 | 0,16 | 1,20 | 1,75 | 0,20 | 0,83 | 0,13 | 1,93 | 1,29 | 0,32 |

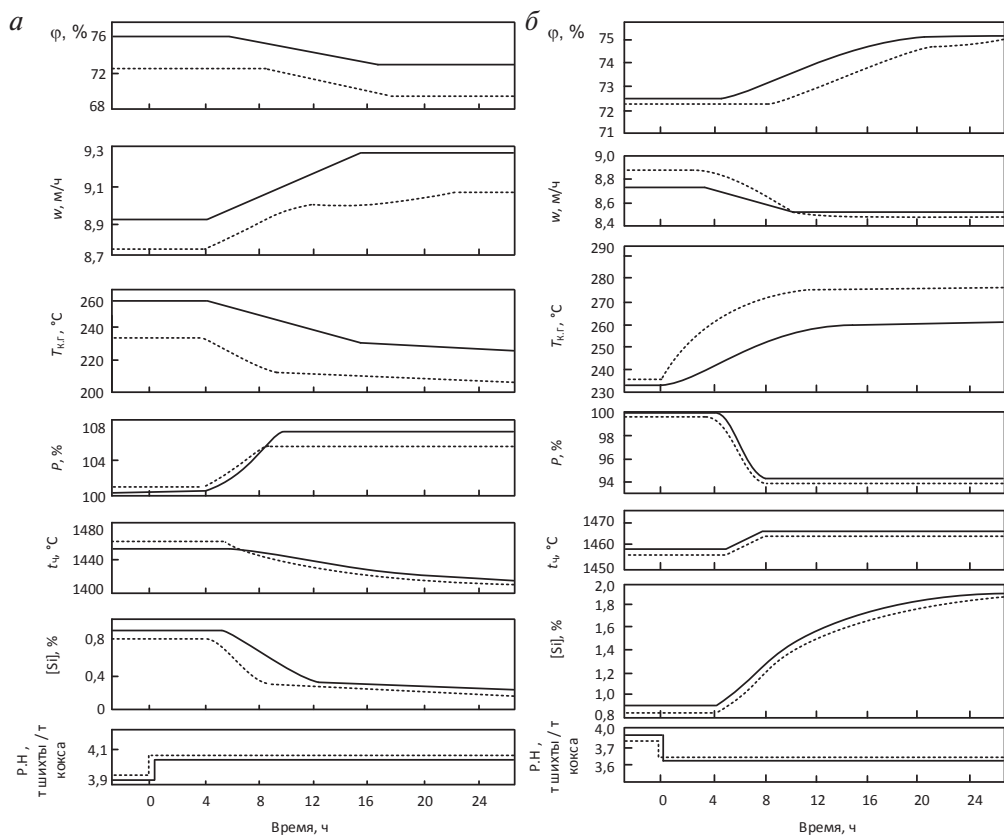


Рис. 3.23. Реакция математической модели на изменение рудной нагрузки:

а — увеличение рудной нагрузки; *б* — снижение рудной нагрузки: (φ — степень косвенного восстановления шихты, %; w — скорость опускания шихтовых материалов на колошниковую печи, м/ч; $T_{к.г.}$ — температура колошникового газа, °C; P — производительность доменной печи, % к базовому периоду; $t_{ж}$ — температура чугуна, °C; $[Si]$ — содержание кремния в чугуне, %; Р.Н. — рудная нагрузка, т шихты/т кокса)

Кривые разгона при увеличении рудной нагрузки на 0,2 для условий работы доменной печи № 6 НЛМК (см. табл. 3.3, вариант 5) представлены штриховыми линиями на рис. 3.23, *а*. Расчетные коэффициенты передачи (см. табл. 3.4, варианты 1 и 5) и характер кривых оказались близкими к полученным для условий доменной печи № 9 КСт. Однако постоянная времени T_0 для этих печей различна: для ДП № 9 $T_0 = 5,5$ ч; для ДП № 6 $T_0 = 3,9$ ч.

На доменной печи № 6 быстрее завершались переходные процессы (меньше инерционность), что объясняется более высокой интенсивностью плавки на этой печи по сравнению с ДП9 и большей рав-

номерностью распределения потока шихты и газа по сечению печи в связи с использованием лоткового засыпного аппарата. Результаты расчета переходных процессов при снижении рудной нагрузки с 3,9 до 3,7 для условий доменной печи № 6 НЛМК представлены на рис. 3.23, б (см. табл. 3.4, вариант 6). Из анализа этих результатов следует, что изменение знака возмущения приводит к существенному изменению динамических характеристик объекта: коэффициент передачи по каналу «рудная нагрузка — содержание кремния в чугуне» ($P.H - Si$) возрастает до $K = 0,50...0,55 \% Si/0,1 P.H$, в то время как, с ростом рудной нагрузки в диапазоне 3,7–4,1, коэффициент передачи K по каналу « $P.H - Si$ » падает до $0,35 \% Si/0,1 P.H$).

По данным моделирования определяют пределы изменения рудной нагрузки, при которых возможно получение чугуна стандартного качества. Так, для ДП6, для получения чугуна с содержанием $(0,8 \pm 0,15) \% Si$, эти изменения рудной нагрузки составляют $(3,90 \pm 0,03)$, или (± 115) кг кокса в подачу (при среднем расходе кокса в подачу 14,5–15,0 т).

Влияние расхода природного газа. Управление расходами инжектируемого топлива и технологического кислорода относятся к группе оперативных воздействий на тепловое состояние печи. Эти управляющие воздействия по сравнению с рудной нагрузкой характеризуются меньшим запаздыванием и имеют сложный (знакопеременный) характер переходных процессов по отдельным каналам.

Снижение расхода природного газа (П.Г) на 3 % (от объема дутья) привело (рис. 3.24, табл. 3.4, варианты 4 и 8) к повышению теоретической температуры горения в фурменных зонах на $\Delta T_T = 55...58 ^\circ C / \% П.Г$ (на каждый 1 % изменения расхода природного газа) за счет снижения затрат тепла на разложение природного газа, к повышению производительности доменной печи и скорости схода шихты на $w_m = 9,0...10 (м/ч) / \% П.Г$ и к снижению уровня температуры в шахте печи и колосникового газа на $\Delta T_{к.г} = 80...100 ^\circ C / \% П.Г$.

Изменение содержания кремния в чугуне во времени имеет знакопеременный характер, что обусловлено безынерционным действием изменения температур в горне печи и инерционным (через время одного оборота материалов) — увеличением в объеме печи скорости движения шихты в противотоке.

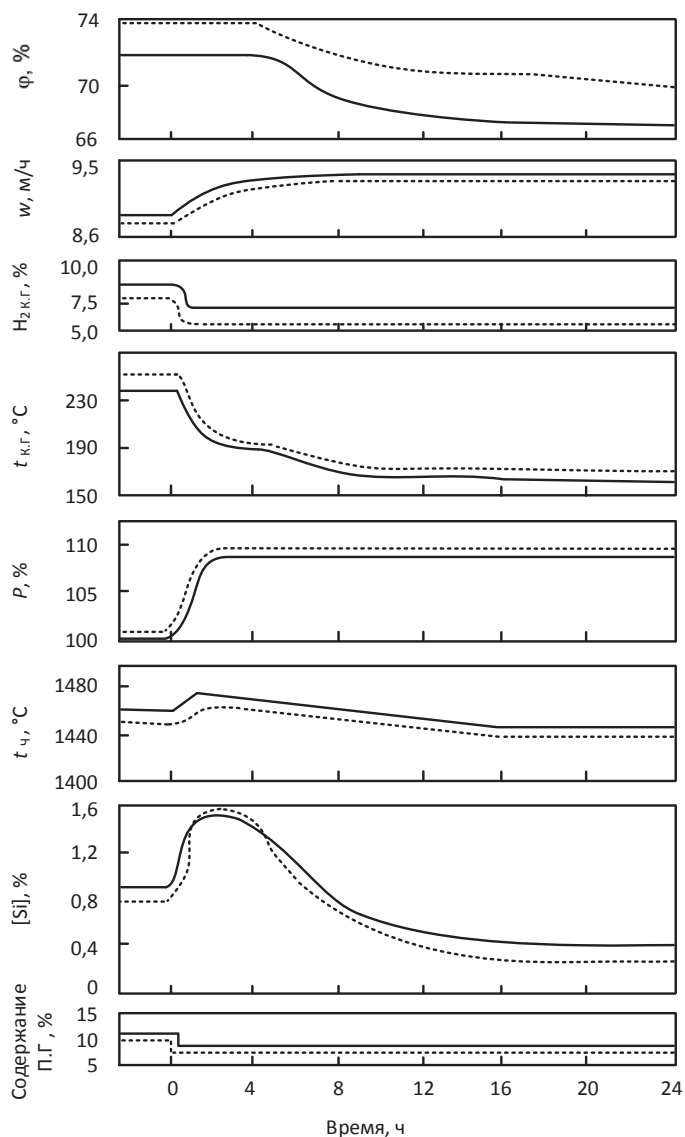


Рис. 3.24. Математическая модель, полученная в результате снижения расхода природного газа:
 сплошная линия с 11,3 по 8,3 %, печь № 6 (см. табл. 3.4, вариант 8); пунктирная линия с 10 по 7 %, печь № 9 (см. табл. 3.4, вариант 4)

Если в начальный момент времени в результате повышения температуры в горне, связанного со снижением затрат тепла на разложение природного газа, содержание $[Si]$ возрастает, то по истечении времени, равного времени одного оборота материалов, содержание кремния

в чугуне уменьшается. Это обусловлено увеличением интенсивности схода материалов (кривые P , w_m), снижением скорости косвенного восстановления из-за снижения уровня температуры в шахте и уменьшения содержания водорода в восстановительном газе (см. рис. 3.23). Полное время переходного режима по каналу «расход природного газа — содержание кремния в чугуне» (П.Г [Si]) составило порядка 20 ч (3,5 оборота материалов в печи). Характер переходных процессов для доменных печей различного объема (ДП9 КСт и ДП6 НЛМК) почти неизменен, на что указывают значения коэффициентов передачи.

Расчеты показывают, что изменение знака возмущения (увеличение на 3 % расхода природного газа) привело к зеркальному изменению кривых разгона по содержанию кремния, коэффициенты передачи и динамические параметры при этом не изменились.

Влияние содержания кислорода в дутье. Уменьшение содержания кислорода ω , %, в дутье для условий ДП № 9 КСт (см. табл. 3.4, варианты 2,3) привело к снижению производительности печи, к повышению температуры в шахте печи и колошникового газа (рис. 3.25).

Кривая изменения содержания [Si] (как и при изменении расхода природного газа) имеет знакопеременный характер. Если в первый момент времени, после снижения содержания кислорода, уменьшение уровня температуры в горне привело к снижению содержания кремния, то после одного оборота материалов, из-за снижения скорости движения шихты (рис. 3.25, кривые P и w), повышения температуры в шахте (кривая $T_{к.г.}$) и увеличения степени косвенного восстановления шихты (кривая ϕ), произошел разогрев продуктов плавки — выросло содержание кремния в чугуне.

Аналогичную картину получили и при изменении содержания кислорода в дутье на 3 % для условий ДП № 6 НЛМК (см. табл. 3.4, вариант 7). Согласно результатам моделирования, такое изменение содержания кислорода в дутье влияет на теоретическую температуру горения, вызывая ее повышение на 45–50 °С. Также увеличивается содержание кремния на 0,15–0,17 %, производительность печи на 4–5 % и температура колошникового газа на 25–35 °С. Полное время переходного режима (для обеих печей) составило по этому каналу 18–20 ч (~3,5 оборота материала).

Реакция математической модели на снижение концентрации кислорода (–2,0 %) и на его повышение (+2,0 %) (рис. 3.26) существенно различается: доменная печь проявляет большую инерционность при

уменьшении содержания кислорода в дутье и меньшую инерционность при его увеличении.

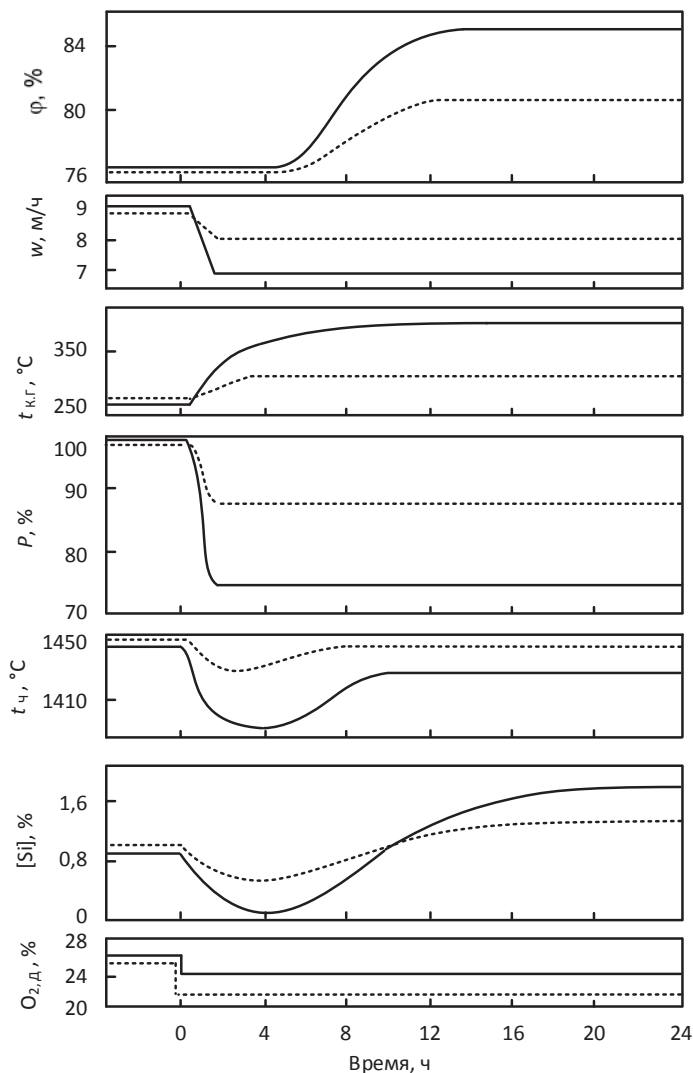


Рис. 3.25. Математическая модель в результате снижения содержания кислорода в дутье:

сплошная линия — с 26,4 по 24,0 % (печь № 9, вариант 20); пунктирная линия — с 26,4 по 21,4 % (печь № 9, вариант 3)

При этом изменяются значения коэффициента передачи: при снижении концентрации кислорода в дутье $K = -0,17 \% \text{ Si} / 1,0 \% \text{ O}_2$, а при

увеличении концентрации $K = -0,28 \% \text{ Si} / 1,0 \% \text{ O}_2$. Различная инерционность отмечена и при анализе производительности доменной печи: она повышается на 2 % на каждый процент O_2 при содержании в дутье $\text{O}_2 = 25 \dots 30 \%$, а при концентрации $\text{O}_2 = 30 \dots 35 \%$ в дутье — лишь на 1,5 %. Причинами таких изменений может быть нелинейность внутренних связей процессов тепло- и массообмена в доменной печи, которая возникает как результат зависимости восстановления кремния от температуры расплава, а также из-за различного влияния концентрации кислорода в дутье на скорость движения шихты в доменной печи.

[Si], %

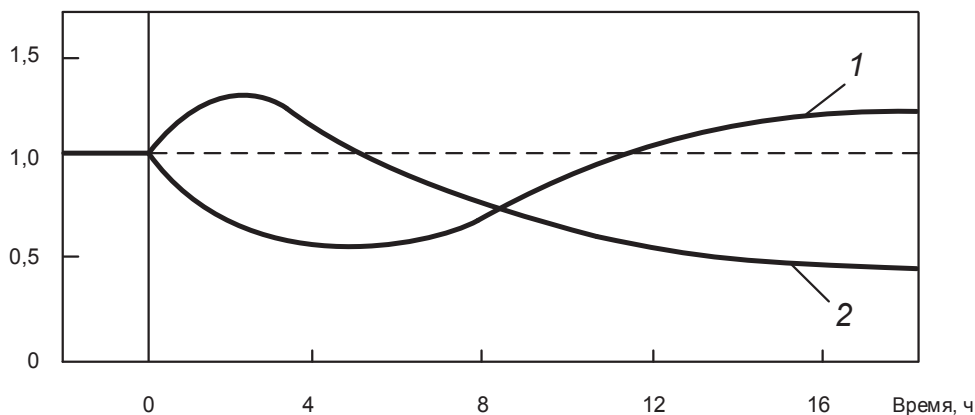


Рис. 3.26. Переходные режимы при изменении содержания кислорода в дутье для условий работы доменной печи № 9 КСт:

1 — снижение содержания кислорода на 2%; 2 — увеличение содержания кислорода на 2%

Таким образом, в результате исследования переходных процессов доменной плавкой по различным каналам управления установлено:

- что динамические характеристики доменных печей по каналам воздействий изменяются и зависят от свойств проплавляемого сырья и режимных параметров работы печей;
- колебательный переходный процесс в доменной печи наблюдается в том случае, если после нанесения возмущения оно будет оказывать противоположное влияние на тепловое состояние нижней и верхней ступеней теплообмена. Величина перерегулирования при этом будет тем больше, чем существеннее по величине и по знаку это различие;

- по каналу содержания кремния в чугуна наиболее предсказуемыми параметрами, влияющими на колебания кремния в чугуна, являются изменения рудной нагрузки;
- изменение концентрации кислорода в дутье и расхода природного газа нельзя использовать в качестве параметров для регулирования содержания кремния в чугуна. Это связано со знакопеременным характером влияния этих параметров на тепловой режим плавки. Принятие необоснованных решений по установлению параметров расхода природного газа и концентрации кислорода в дутье для регулирования содержания кремния в чугуна может привести к результату, противоположному ожидаемому.

Использование динамических характеристик позволяет разрабатывать новые алгоритмы управления доменной плавкой, обеспечивающие в режиме реального времени нормальную работу доменных печей, энергосбережение с учетом ограничений, обусловленных требованиями технологии и возможностями оборудования.

Глава 4.

Использование закономерностей теплообмена для управления доменной плавкой

Современная доменная печь объемом 5000 м^3 в сутки выдает 12 тыс. т чугуна, 4 тыс. т шлака, 20 млн м^3 колошниковога газа. Для производства этого количества чугуна в печь надо подать 23 тыс. т железорудного сырья, кокса, 14 млн м^3 горячего дутья и 1,5 млн м^3 природного газа. Лучшие отечественные доменные печи, оснащенные современными системами автоматизации, характеризуются расходом кокса примерно 400–410 кг/т чугуна при минимально теоретически допустимом около 300 кг/т чугуна и удельной производительностью по чугуну 2,5–2,7 т/($\text{м}^3 \cdot \text{сут}$). За рубежом ряд крупных доменных печей работают с расходом кокса 320–350 кг/т чугуна при удельной производительности 2,5–2,9 т/($\text{м}^3 \cdot \text{сут}$). Естественно, что такая огромная концентрация мощности в одном технологическом агрегате и доменном цехе в целом, не имеющая аналогов не только в металлургии, но и других областях техники, требует научно обоснованных, безошибочных методов управления доменным процессом.

В связи с этим актуальной задачей является разработка математических моделей, алгоритмов и компьютерных программ для решения комплекса технологических задач в области доменного производства для уровней систем управления SCADA (Supervisory Control And Data Acquisition — диспетчерское управление и сбор данных) и MES (Manufacturing Execution System — система управления производственными процессами)). Математическому описанию (компьютерному моделированию) процессов отводится важнейшая роль в исследовании и оптимизации явлений теплообмена, газодинамики, шлакообразования и других процессов, происходящих в действующих металлургических агрегатах.

4.1. Подходы к математическому моделированию доменного процесса

С методической точки зрения обычно выделяют два основных метода математического моделирования сложных систем, каковым является доменный процесс.

Первый из них, так называемый метод «черного ящика», реализуется, когда отказываются от попыток анализа внутренней структуры системы — процессов технологии доменной плавки. Сущность этого метода заключается в том, что вся область используемых значений входов и выходов объекта моделирования — доменной печи — обследуется экспериментально и на основе данных эксперимента (характерных участков) устанавливаются математические соотношения между входами и выходами.

Метод «черного ящика» до недавнего времени был необычайно популярен. В качестве его главных достоинств обычно выделяют простоту, разработанность и предопределенность применяемого математического аппарата. Недостатками этого подхода к моделированию являются недостаточная информативность, ограниченность получаемых результатов, связанных с областью, подвергнутой экспериментальному обследованию. Установленные при этом математические уравнения справедливы для конкретных условий функционирования обследуемого объекта, и их, как правило, нельзя переносить даже на однотипные объекты, работающие в иных условиях. Отмеченное выше не означает, что метод «черного ящика» вообще бесполезен. Этот метод широко используется для наиболее подходящих областей применения.

В зависимости от характера обрабатываемой информации, модели, использующие «метод черного ящика», разделяются на две группы.

К первой группе относятся модели, построенные на основе данных о нормальной эксплуатации доменной печи. Этот тип моделей дает хорошие результаты в тех случаях, когда они используются для определения статических и динамических характеристик доменной печи для конкретных условий работы. Как показывает практика, такие модели с определенной точностью (коэффициент корреляции 0,6–0,8) описывают взаимосвязи параметров. Однако следует отметить, что коэффициенты в полученных уравнениях обычно изменяются в весьма

широких пределах (2–5 раз). Это связано как с различной статистической представительностью периода усреднения данных и подбором аргументов уравнения, так и с тем, что модели данного класса описывают поведение конкретной доменной печи с присущими ей особенностями. Полученные в таком случае статические и динамические характеристики, установленные для некоторого периода работы печи, могут экстраполироваться на другие периоды лишь с привлечением дополнительной информации. Недостатком этих моделей является также и то, что они, удовлетворительно отражая технологические связи процесса, довольно поверхностно учитывают информационные взаимосвязи доменной печи как управляемой технологической системы, особенно специфику оперативного управления, действие возмущений и компенсирующих их воздействий.

Вторая группа моделей метода «черного ящика» характеризуется тем, что в ее основе используются натурные данные о характерных периодах работы доменной печи при подаче на вход тестовых воздействий. При этом возникает проблема выделения информативных участков натурных данных для описания сложных технологических систем. Например, установленная по экспериментальным данным в характерные периоды работы печи оценка влияния содержания железа в агломерате на удельный расход кокса учитывает изменение многих характеристик агломерата, сопровождающих изменение содержания железа, в т. ч. и восстановимости. Оценка, полученная в результате аналитического расчета и не учитывающая этот фактор, отличается в 1,5–2,0 раза.

Необходимо отметить системный подход к разработке указанных моделей. При таком подходе рассматриваются технологические и информационные взаимосвязи, позволяющие характеризовать доменную печь как управляемую систему, включающую в себя сложный технологический агрегат, различные механизмы и автоматические устройства, вычислительную технику и производственный персонал. Широкое использование методов математической статистики, предлагаемые эффективные способы и алгоритмы обработки технологической информации с использованием линеаризации являются основой направления по созданию многовариантных алгоритмов идентификации и адаптируемых моделей с переменной структурой, позволяющих повысить устойчивость модельной оценки. Однако полученные таким образом количественные зависимости между пара-

метрами и показателями процесса справедливы только для доменных печей, на которых они были установлены. Это является характерной особенностью всех моделей «метода черного ящика», не позволяющих использовать их для разработки обобщенной методики анализа работы доменных печей.

В настоящее время модели доменного процесса этого класса приняты в качестве типовых для решения задач нормирования и оценки эффективности планируемых мероприятий доменного процесса. Так, широко используется метод пофакторного анализа работы доменных печей, представленный в виде сводки технологических факторов и величин их влияния на удельный расход кокса и производительность печи. Следует отметить, что метод пофакторного анализа чрезвычайно прост и многие годы использовался для решения задач нормирования и организации доменного производства в рамках предприятий или отрасли в целом. В этом случае изменения отчетных показателей обычно относительно невелики, тщательно выверены, а результаты расчетов анализируются и могут быть скорректированы специалистами в области доменной плавки. В то же время применение рассматриваемого метода для анализа работы отдельных печей в данной конкретной технологической ситуации выявило большие расхождения между фактическими и рассчитываемыми по корректировочным коэффициентам параметрами плавки.

Вторым основным подходом к математическому моделированию металлургических процессов является аналитический подход, при котором модель строится исходя из внутренней структуры явлений, протекающих в системе. В этом случае входные и выходные параметры модели связываются друг с другом на основании универсальных законов сохранения и других фундаментальных физических и физико-химических закономерностей. Детальный обзор существующих математических методов описания доменной плавки, особенностей конструирования математических моделей и их применения выполнен в работах, представленных в библиографическом списке гл. 3 и 4 [19–26].

Зависимости, установленные в результате аналитического описания явлений доменной плавки, отражают общие закономерности процесса и вследствие этого обладают большими прогнозными возможностями. В зависимости от степени детализации явлений, при аналитическом описании процесса различают балансовые и кинетические модели доменного процесса.

Проблема совместного решения системы материального и теплового балансов была полностью решена А. Н. Раммом. Балансовые модели доменного процесса описывают закономерности тепло- и массообмена в самом общем виде. В основе их лежат материальные и тепловые балансы, устанавливающие взаимосвязи между режимными параметрами процесса, показателями работы печи и показателями ее теплового состояния.

С помощью общего теплового баланса оценивают распределение тепла между различными его источниками и потребителями, оперируя начальным и конечным состоянием процесса. Это позволяет анализировать структуру использования тепла в доменной печи в целом. Однако общий тепловой баланс не позволяет оценивать влияние условий протекания процессов теплообмена в объеме печи, т. к. он рассчитывается по начальному и конечному состоянию системы, т. е. с учетом общего количества выделяющегося и потребляемого тепла. При этом не принимается во внимание, при каких температурах происходит передача тепла от газов к материалу. Поэтому даже при условии малой невязки составляющих общего теплового баланса довольно трудно проанализировать характер протекания процессов в диапазоне от начального состояния системы до ее конечного состояния. Поскольку диапазон температур материалов и газа печи достаточно широкий, а ценность высоко- и низкотемпературного тепла с точки зрения потребности кокса различна, часто представляет интерес распределение тепла в отдельных зонах по высоте и определение лимитирующих (определяющих) зон. Для этой цели служит зональный тепловой баланс, составление которого требует знания характера распределения физико-химических и теплообменных процессов между различными температурными зонами печи.

При удачном выборе температурных границ зон и перепадов температур, с помощью метода зонального баланса удастся решать задачи, не поддающиеся решению на основе общего теплового баланса. Преимуществом включения зональных тепловых балансов в модели является возможность определения температуры колошникового газа расчетным путем, что обеспечивает большие прогнозные возможности этих моделей по сравнению с моделями, основанными на общем тепловом балансе доменной печи. Однако в таком случае приходится априорно задаваться степенью завершенности отдельных процессов в различных температурных интервалах. Другая трудность при состав-

лении зональных балансов заключается в принятии определенного перепада температур между шихтовыми материалами и газом в этих зонах, особенно на их границах.

Таким образом, общим недостатком балансовых методов для оценки прогноза теплового состояния доменной печи является необходимость применения эмпирических соотношений, характеризующих эффективность реализации тепловой и химической энергии газового потока, с использованием при этом для расчетов реальной (зашумленной) информации о результатах работы печи.

Получил распространение и математико-статистический метод определения расхода кокса, производительности печи и других показателей доменной плавки. Использование отдельных статистических зависимостей (например, степени прямого восстановления железа от расхода восстановителей, степени использования оксида углерода от расхода топлива и другие) в балансовых методах по расчету расхода кокса положило начало развитию балансово-статистических методов доменного процесса. К ним относятся методы А. Н. Рамма, А. В. Ченцова и др.

Составление и решение системы дифференциальных уравнений, описывающих закономерности тепло- и массообмена с учетом кинетики протекающих в объеме печи химических реакций, лежит в основе кинетических моделей доменного процесса. Современные методы моделирования доменного процесса, положенные в основу этих моделей, сложились в результате развития теории теплообмена в слое с учетом изменения теплостемкостей потоков по высоте печи. За последние годы они были дополнены и увязаны с закономерностями процессов массообмена, газо- и гидродинамики и с технологическими особенностями доменной плавки.

Теоретические и экспериментальные работы по тепло- и массообмену в противотоке, механике движения материалов и газов в доменной печи позволили создать более сложные кинетические модели доменного процесса, развитию и применению которых способствовало использование компьютеров. В настоящее время разработано несколько десятков моделей доменного процесса.

Из-за вынужденных упрощений — ограничения количества рассматриваемых зон, а также описания физико-химических процессов на отдельных участках доменной печи — данные модели носят конкретный характер, определяемый поставленными задачами. Это объясняет появление в России и за рубежом целого ряда моделей доменно-

го процесса самого различного назначения. Как было отмечено ранее, к числу наиболее полных моделей доменного процесса следует отнести кинетико-динамическую модель доменного процесса, разработанную в свое время во Всесоюзном институте металлургической теплотехники — ВНИИМТ. В ряде случаев кинетические модели обогащаются моделями газодинамики, что расширяет область их применения.

В качестве примера математико-статистической модели ниже приведена математическая модель доменной плавки, разрабатываемая в Институте металлургии УрО РАН, которая включает в себя следующие основные блоки:

- математическую модель газодинамики. Практически реализована методика расчета газодинамической сетки и поля скоростей газа с использованием теории функций комплексного переменного при решении задачи о точечном источнике;
- математическую модель теплообмена. Получено аналитическое решение задачи о нагреве слоя при противоточном движении шихты и газа в случае произвольного изменения по высоте печи коэффициента теплоотдачи, теплоемкости потока газа и отношения теплоемкостей потоков шихты и газа с использованием поля скоростей газа;
- математическую модель восстановления. Выполнено численное решение системы дифференциальных уравнений массообмена и восстановления при введении в нее в явном виде модуля скорости газа, получаемого из математической модели газодинамики, а также с учетом зависимости суммарного коэффициента массообмена как от температуры, так и от степени восстановления.

Аналогичный подход к математическому моделированию используется и в модели Московского института стали и сплавов.

Как показывает практика, кинетические модели позволяют решать широкий круг практических задач:

- получать температурные и концентрационные поля доменной печи при плавке специальных чугунов, вдувании горячих восстановительных газов;
- оценивать влияние на показатели работы печи таких параметров плавки, как восстановимость, степень металлизации железорудных материалов, реакционная способность кокса;
- определять общие закономерности динамических характеристик доменной печи по различным каналам (если модель динамическая).

В то же время при создании и использовании кинетических моделей этого класса возникают серьезные проблемы, причинами которых являются:

- отсутствие достаточных данных для достоверного описания процессов, протекающих в нижней части доменной печи. Так, нет надежных данных о зависимости скоростей восстановления железа и кремния от температуры, состава шлака и кокса, о коэффициентах теплоотдачи между газом, коксом и жидкими продуктами плавки. Не поддается полному математическому описанию время пребывания чугуна в печи, возможное явление вспенивания шлака между горизонтами перехода в жидкое состояние и уровнем фурм и др.;
- проблематичность учета влияния неравномерности распределения компонентов шихты и газа, фракционного состава шихты на развитие процессов теплопередачи, восстановления оксидов, газификации углерода и т. п.;
- необходимость предварительного определения кинетических характеристик железорудного сырья и соответствующей параметрической настройки модели для конкретных условий доменной плавки, что ограничивает их практическую применимость для решения задач текущего анализа, прогноза и управления ходом доменной плавки;
- сложность описания движения шихтовых материалов в доменной печи.

Перечисленные выше причины не позволяют при использовании кинетических моделей устранить основное противоречие — увеличение сложности модели, числа учитываемых факторов, что в итоге не приводит к повышению надежности результатов моделирования. В силу изложенного, для прогноза выходных параметров плавки в реальном времени, целесообразно использовать относительно простые зависимости для тепломассообмена, газомеханики и других процессов, совмещенные с балансовыми уравнениями, результаты которых легко контролировать данными практики. В то же время, в условиях значительного расширения численного моделирования, возможностей компьютерной техники, внедрения современных измерительных систем и при условии дальнейшего исследования процессов, можно надеяться в будущем на создание полных аналитических кинетико-математических моделей доменного процесса с большими возможностями прогнозного уровня.

Следует дополнительно выделить одну из главных проблем математического моделирования процессов доменной плавки. Эта проблема связана с разрешением противоречий между сложностью моделируемого процесса и необходимостью решения технологических задач в одном темпе с процессом за заданный интервал времени. Как показывает практика, используя полные модели доменного процесса, решить эту проблему не удастся. В то же время такие модели незаменимы при анализе новых вариантов технологии доменной плавки, в частности, при использовании новых видов железорудного сырья, определении оптимальных значений факторов при изменении конструктивных и режимных параметров работы печей.

Анализ процессов, протекающих в объеме доменной печи, свидетельствует о значительном многообразии сложных не полностью изученных явлений. Поэтому комплексное и полное их моделирование и сегодня не представляется возможным.

Глубина и полнота математического описания отдельных подсистем различна. Большие успехи достигнуты в области математического моделирования процессов теплообмена и восстановления. Наименее разработаны модели движения сыпучих материалов в печи, процессов в зоне вязкопластического состояния материалов.

Перспективным для решения рассматриваемых задач оказался натурно-математический подход, разработанный в Сибирском государственном индустриальном университете. Применительно к доменному процессу этот подход использован Б. И. Китаевым и его учениками Е. Л. Сухановым и С. А. Загайновым. Они доказали, что модель теплового состояния доменной печи в целом пригодна для решения задач контроля и анализа теплового режима этого агрегата. Однако были выявлены и недостатки: особенности дутьевого, газодинамического и шлакового режимов не находили должного отражения в этой модели, что ограничивало область ее практического применения. Используя методологию системных исследований, последующее совершенствование модели доменного процесса путем учета особенностей дутьевого, газодинамического и шлакового режимов, реально доступной информации о работе доменной печи, исследователи расширили возможности этой модели. Разработанная в Уральском федеральном университете в рамках натурно-модельного подхода балансовая модель доменного процесса в общем виде представляет собой систему детерминированных зависимостей, характеризующих тепловой, вос-

становительный, дутьевой, газодинамический и шлаковый режимы доменной плавки. Принятая концепция опорно-возмущенного движения позволяет решать задачи с применением относительно простого математического аппарата, но с учетом и использованием физической сущности процессов, протекающих в доменной печи.

Условно модель можно разделить на две части: модель базового состояния и прогнозирующую модель. Модель базового (эталонного) состояния позволяет ретроспективно оценивать состояние процесса по усредненным показателям за базовый (эталонный) период работы печи. При этом используется вся фактически доступная информация о составе шихты, параметрах комбинированного дутья, колошникового газа и продуктах плавки. Прогнозирующая же модель позволяет оценивать показатели доменного процесса при изменении условий плавки на основании результатов, полученных с помощью модели базового (эталонного) состояния.

Анализ доменного процесса как объекта моделирования показывает, что при решении задач анализа и прогноза показателей доменной плавки с использованием реально доступной информации о работе печи требуется декомпозиция исходной модели системы на три основные подсистемы:

- теплового состояния доменной печи;
- дутьевого и газодинамического режимов доменной плавки;
- шлакового режима.

Рассмотрим основные задачи, физические и математические закономерности, положенные в основу моделирования процессов и явлений указанных подсистем.

4.2. Подсистема теплового состояния доменной печи

Основными задачами моделирования теплового состояния доменной печи являются:

- оценка влияния режимных параметров на производительность печи и удельный расход кокса;
- прогноз изменения химического состава продуктов плавки при изменении параметров загружаемой шихты и комбинированного дутья.

В основу натурно-модельного подхода для решения задач текущего анализа, прогноза и управления тепловым состоянием доменной печи положена концепция двухступенчатого развития процессов теплообмена в доменной печи. При этом считается, что верхняя ступень теплообмена определяет интенсивность развития процессов косвенного восстановления, а нижняя — определяет затраты тепла на прямое восстановление, физический и химический нагрев продуктов плавки. Граница ступеней теплообмена характеризуется температурой развития реакции газификации углерода кокса диоксидом углерода (конкретной для каждой технологии), которая находится в диапазоне температур 800–900 °С.

Детальный анализ взаимного влияния температурного поля и восстановительных процессов в области шахты доменной печи показал, что влияние температурного поля верхней ступени теплообмена на тепловое состояние низа печи может быть с достаточной для практического применения точностью оценено через степень прямого восстановления оксидов железа. Тем самым результаты доменной плавки увязываются с режимными параметрами и закономерностями тепло- и массообмена в шахте печи.

В качестве количественного показателя теплового состояния верхней ступени теплообмена в области шахты доменной печи высотой H_0 используется расчетная величина — индекс температурного поля верхней ступени теплообмена печи i_b , определяемый как отношение средней по массе температуры шихтовых материалов в этой области печи $t_{ш}$ к температуре на границе раздела верхней ступеней теплообмена и зоны умеренных температур $t_{ш0}$.

$$i_b = \frac{t_{ш}}{t_{ш0}} = \frac{1}{t_{ш0} H_0} \int_0^{H_0} t_{ш}(h) dh.$$

Используя закономерности противоточного теплообмена в плотном движущемся слое, можно представить величину i_b через параметры текущего контроля хода доменного плавки

$$i_b = \frac{t_k - m t_{шк} - \frac{1}{B} (t_k - t_{шк}) (1 - \exp(-B))}{t_k - m t_{шк} - (t_k - t_{шк}) \exp(-B)},$$

где t_k — средняя температура колошниковых газа в общем газопроводе, °С;

m — среднее для верхней ступени теплообмена печи отношение теплоемкостей потоков шихты и газа $m = 0,5 (W_{\text{гг}}/W_{\text{мг}} + W_{\text{гк}}/W_{\text{мк}})$, доли ед. Здесь $W_{\text{гг}}$ — теплоемкость потока газа на нижней границе верхней ступени теплообмена доменной печи, Вт/К; $W_{\text{мг}}$ — теплоемкость потока шихты на нижней границе верхней ступени теплообмена доменной печи, Вт/К; $W_{\text{гк}}$ — теплоемкость потока газа на колошнике доменной печи, Вт/К; $W_{\text{мк}}$ — теплоемкость потока шихты на колошнике доменной печи, Вт/К;

$t_{\text{шк}}$ — средняя температура загружаемых в печь шихтовых материалов, °С;

B — показатель интенсивности теплообмена в верхней части печи, доли ед., определяемый по выражению

$$B = \frac{\alpha_v S}{W_{\text{ш}}} (1 - m) H_0.$$

Здесь α_v — средний для верхней ступени теплообмена объемный коэффициент теплообмена между потоками шихты и газа, Вт/(м³·К); S — средняя площадь сечения шахты, м²; H_0 — высота верхней ступени теплообмена, м.

Индекс верха $i_{\text{в}}$ характеризует развитие процессов косвенного восстановления оксидов железа и отражает комплекс условий, от которых зависят основные показатели доменного процесса — производительность и удельный расход кокса.

На рис. 4.1 представлены температурные поля шихтовых материалов в верхней ступени теплообмена доменной печи. Каждому из этих температурных полей соответствует определенный ход восстановительных процессов, расход топлива и производительность. Линия 1 характеризует поле температур, отражающих работу доменной печи, когда $i_{\text{в}} < 0,5$. Этот случай с технологической точки зрения не способен обеспечить температурные условия для развития восстановительных процессов. Индекс температурного поля $i_{\text{в}} = 0,5$ (линия 3) служит границей возникновения неконтролируемых возмущений. При значениях $i_{\text{в}} < 0,5$, условия работы доменной печи могут перейти в область аварийной работы, что нежелательно. Нежелательны и условия доменной плавки в диапазоне $0,8 < i_{\text{в}} < 1,0$, которые формируют температурное поле (линия 2) и приводят к повышенному расходу топлива. Несмотря на то что восстановительные процессы в шахте начинаются в верхних ее горизонтах, это температурное поле считается неприемлемым, по-

сколько требует избыточного расхода топлива. Таким образом, оптимальное значение индекса температурного поля i_b может изменяться, как показывает опыт работы доменных печей по современной технологии, в относительно узких пределах (0,55–0,80) в зависимости от значений конструктивных и режимных параметров работы конкретных доменных печей, а также неравномерности распределения материалов, характеристик проплавления сырья и др.

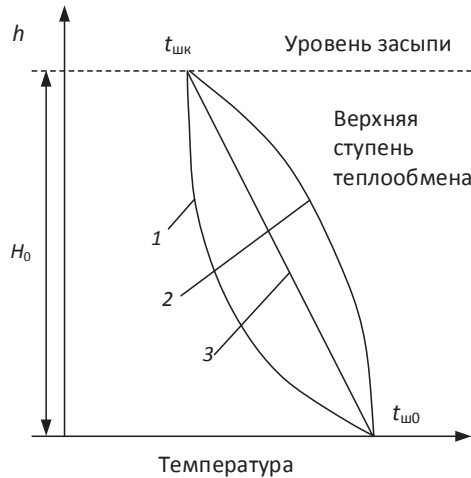


Рис. 4.1. Температурные поля шихтовых материалов в верхней части доменной печи:

1 — при $i_b < 0,5$; 2 — при $0,8 < i_b < 1,0$; 3 — при $i_b = 0,5$

Следовательно, для определения оптимального теплового режима шахты доменной печи необходимо использовать зависимость расхода топлива (кокса) и производительности печи от индекса температурного поля i_b . Существование экстремальной зависимости i_b от производительности и расхода топлива, представленной на рис. 4.2, позволяет определять оптимальное значение i_b , соответствующее такому распределению температур в шахте, при котором достигается работа доменной печи с минимальным расходом кокса и максимальной производительностью. Оптимальное температурное поле материалов в шахте зависит, в частности, от восстановимости железорудной части шихты и ее механической прочности. Чем выше, при прочих равных условиях, восстановимость железорудной части шихты и ее механическая прочность, тем ниже оптимальное значение i_b .

Химический состав чугуна определяется тепловым состоянием нижней ступени теплообмена доменной печи и химическим составом загружаемой шихты. Для количественной оценки теплового состояния низа доменной печи принята величина, характеризующая удельные затраты тепла в области высоких температур на образование и нагрев жидких продуктов плавки. При этом расчет обобщенных параметров, характеризующих тепловое состояние нижней части доменной печи, построен на анализе теплового баланса этой зоны, который можно записать в следующем виде:

$$Q_{\text{пп}} = Q_{\Sigma} + Q_{\text{ш}} - Q_d - Q_{\text{ф}} - Q_{\text{п}},$$

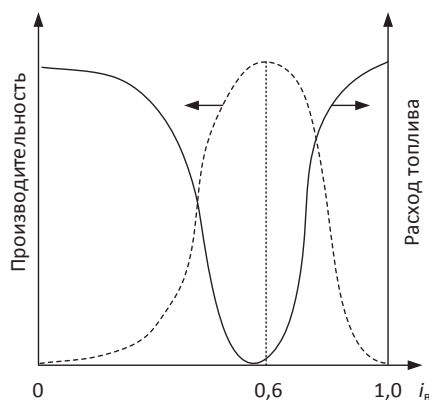


Рис. 4.2. Зависимости производительности печи (----), расхода топлива (сплошная линия) от индекса температурного поля верхней ступени теплообмена печи i_v

где $Q_{\text{пп}}$ — удельная энтальпия продуктов плавки, включая тепло плавления чугуна, за вычетом тепла образования шлака (затраты тепла на физический нагрев продуктов плавки и восстановление в чугун оксидов трудновосстановимых элементов по реакциям прямого восстановления), кДж/т чугуна;

Q_{Σ} — суммарный (полезный) приход тепла в нижнюю зону печи от сжигания кокса, инжектируемого топлива, рассчитанный с учетом влажности дутья, изменения теплосодержания газовоздушного потока, а также затрат тепловой энергии на разложение углеводородов и тепла, уносимого газом, покидающим нижнюю ступень теплообмена при температуре газа на границе раздела верхней и нижней ступеней теплообмена $t_{\text{ш0}}$, кДж/т чугуна;

$Q_{\text{ш}}$ — количество тепла, поступающего в нижнюю печь с шихтой при температуре $t_{\text{ш}0}$, кДж/т чугуна;

Q_d — затраты тепла на прямое восстановление железа, кДж/т чугуна;

$Q_{\text{ф}}$ — затраты тепла на разложение и восстановление флюсов, кДж/т чугуна;

$Q_{\text{п}}$ — тепловые потери в окружающую среду через фурменный пояс, распар и заплечики, кДж/т чугуна.

При использовании известных соотношений для расчета статей теплового баланса нижней ступени теплообмена доменной печи, уравнение теплового баланса этой зоны представляют в следующей форме:

$$q_{\text{г}}/P + Q_{\text{ш}} - 31\,750[\text{Fe}]r_d - Q_{\text{ф}} - Q_{\text{п}} = Q_{\text{пп}}, \quad (4.1)$$

где $q_{\text{г}}$ — полезная тепловая мощность газового потока, учитывающая физическое тепло дутья; тепло горения углерода до CO; тепло, затраченное на конверсию природного газа и диссоциацию водяных паров; потери тепла с газовым потоком, покидающим нижнюю ступень теплообмена печи, кДж/мин;

P — производительность печи (интенсивность плавки), т/мин;

31 750 — тепловой эффект реакции прямого восстановления железа, кДж/т чугуна;

$[\text{Fe}]$ — содержание железа в чугуне, %;

r_d — степень прямого восстановления железа, доли ед.

Правая часть уравнения (4.1) определяет оптимальные затраты тепла на выплавку 1 т чугуна данного состава при существующих конкретных условиях работы печи. Поскольку при расчете величины $Q_{\text{пп}}$ учесть все действующие факторы трудно, значение правой части уравнения является параметром настройки модели, которое может быть ориентировочно оценено с использованием информации о показателях процесса по уравнению

$$Q_{\text{пп}} = 265\,500[\text{Si}] + 52\,250[\text{Mn}] + 263\,000[\text{P}] + 598\,000U(\text{S}) + \\ + 1000(c_{\text{ч}}t_{\text{ч}} + c_{\text{ш}}t_{\text{ш}}U),$$

где $[\text{Si}]$, $[\text{Mn}]$, $[\text{P}]$ — содержание кремния, марганца и фосфора в чугуне, %;

(S) — содержание серы в шлаке, %;

$c_{\text{ч}}$, $c_{\text{ш}}$ — теплоемкость чугуна и шлака соответственно, кДж/(кг·°C);

$t_{\text{ч}}, t_{\text{ш}}$ — температура чугуна и шлака соответственно, °С;

U — выход шлака, т/т чугуна.

Аналитическое выражение для определения расчетного обобщенного параметра (Q_p) по технологической информации о ходе и условиях плавки целесообразно представить в виде зависимости. Из уравнения (4.1) следует, что $Q_p = Q_{\text{пп}} + Q_{\text{ф}}$.

$$Q_p = q_r/P + Q_{\text{ш}} - 31\,750[\text{Fe}] r_d - Q_{\text{п}}. \quad (4.2)$$

Для оценки технологической информации о ходе и условиях доменной плавки целесообразно использовать расчетный обобщенный показатель Q_p , который отражает совместное влияние всех контролируемых теплотехнических факторов на ход плавки. Для его расчета используют показатели теплового баланса нижней ступени теплообмена $Q_p = Q_{\text{пп}} + Q_{\text{ф}}$. После развертывания этого соотношения, обобщенный показатель Q_p определяют по формуле

$$Q_p = q_r/P + Q_{\text{ш}} - 31\,750[\text{Fe}] r_d - Q_{\text{п}}.$$

Величина параметра Q_p автоматически рассчитывается по исходной информации и отражает совместное влияние всех контролируемых теплотехнических факторов на ход плавки, что позволяет оценивать текущее состояние доменной плавки и прогнозировать его развитие.

Оптимальные затраты тепла, требующиеся для выплавки 1 т чугуна заданного состава при существующих конкретных условиях работы доменной печи $Q_{\text{опрт}}$, рассчитывают по уравнению

$$Q_{\text{опрт}} = \sum q_i [X]_i + C_{\text{ч}} t_{\text{ч}} + C_{\text{ш}} t_{\text{ш}} U + Q_{\text{ф}}, \quad (4.3)$$

где q_i — тепловой эффект реакции восстановления i -го элемента, кДж/10 кг элемента (например, $q_{\text{Si}} = 265\,500$, $q_{\text{Mn}} = 52\,250$ и т. п.); $[X]_i$ — содержание i -го элемента (например, [Si], [Mn], [P]) в чугуне, %.

Для количественной оценки тепловой работы доменной печи, в области нижней ступени теплообмена предложен обобщенный показатель — индекс низа печи $i_{\text{н}}$, отражающий отношение двух величин,

$$i_{\text{н}} = Q_p/Q_{\text{опрт}},$$

определение которых осуществляется по уравнениям (4.2) и (4.3).

Блок-схема подсистемы моделирования теплового режима представлена на рис. 4.3.

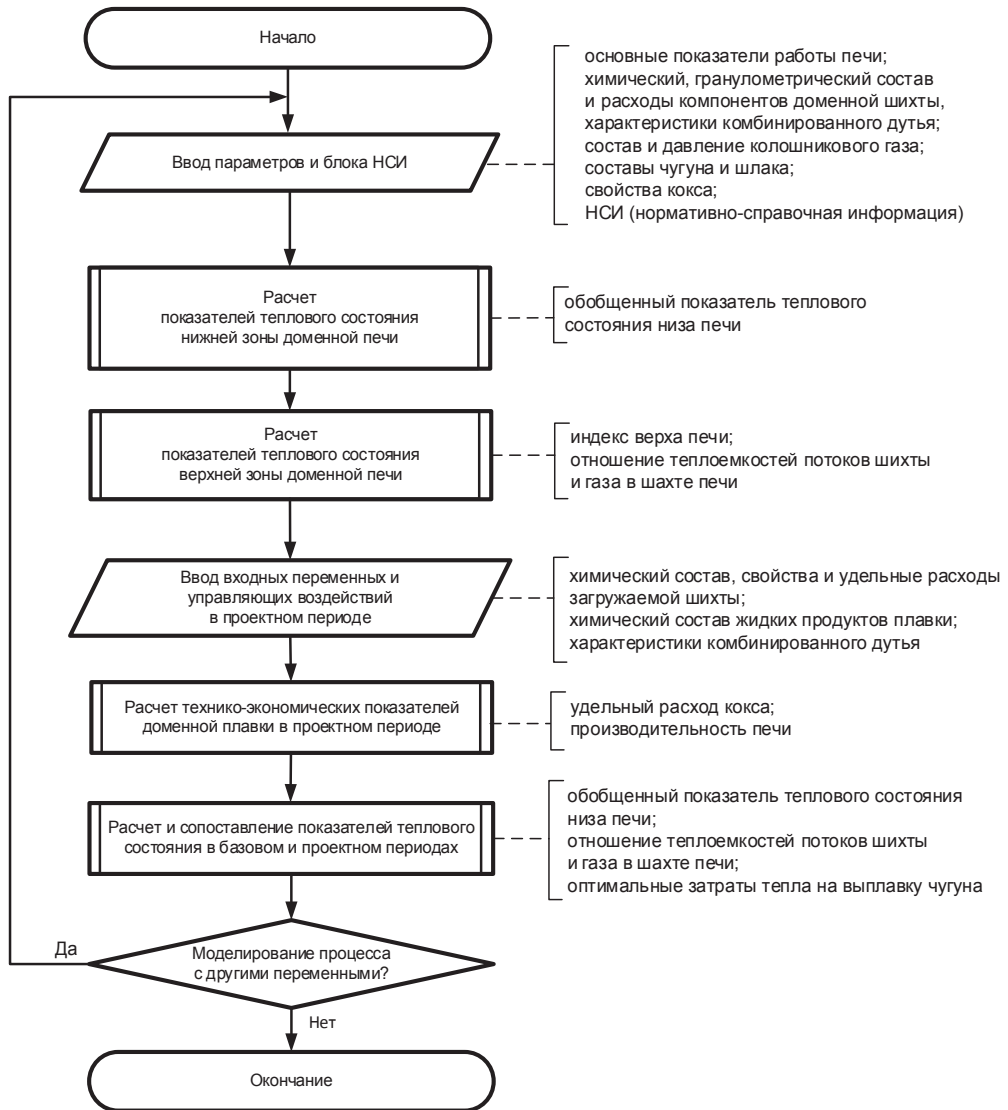


Рис. 4.3. Блок-схема расчета показателей теплового режима

На рис. 4.4 представлены результаты обработки информации о работе доменной печи ММК объемом 2014 м³, из анализа которых следует, что i_n вполне удовлетворительно коррелируется с изменением содержания кремния в чугуне и адекватно отражает тепловое состояние доменной печи в процессе ее работы.

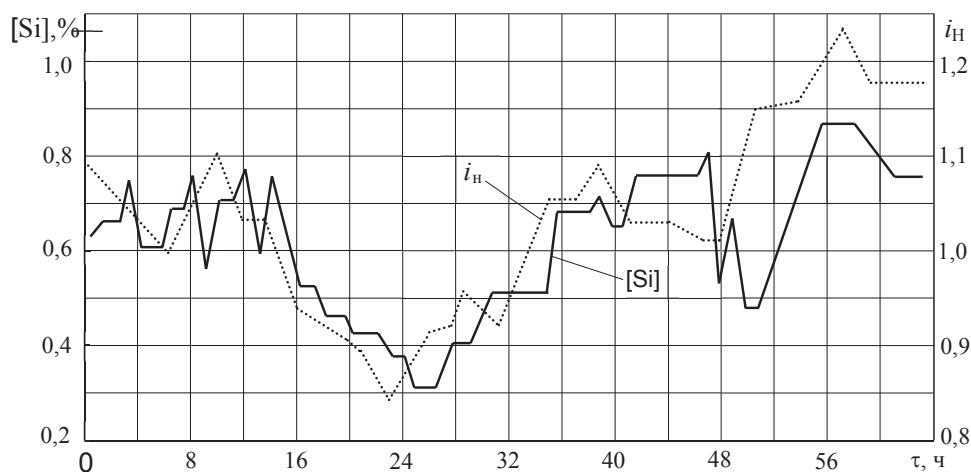


Рис. 4.4. Изменение во времени содержания кремния в чугунах $[Si]$ на выпуске и обобщенного показателя индекса низа печи i_n , рассчитанного в темпе с процессом

4.3. Подсистема дутьевого и газодинамического режимов доменной плавки

Следует отметить, что наилучшие показатели доменной плавки — высокую производительность и низкий удельный расход кокса — можно получить только при благоприятном сочетании развития как физико-химических, так и физико-механических процессов.

В результате использования железорудного материала сравнительно высокого качества и высоких параметров комбинированного дутья (высокий нагрев дутья, применение дутья, обогащенного кислородом, подача в горн печи углеводородных добавок), в технологии доменной плавки часто возникают лимитирующие процессы, связанные с движением газа и шихты. Развитие этих процессов оказывает существенное влияние на организацию дутьевого и гидродинамических режимов, вследствие чего нарушается работа фурменного очага и изменяются перепады давления печного газа в отдельных зонах доменной печи. Контроль над этими явлениями в настоящее время устанавливают с помощью математического моделирования дутьевого и гидравлического режимов доменной плавки.

Целью такого моделирования является оценка влияния параметров комбинированного дутья и загружаемой шихты на параметры фурменного очага и перепады давления в отдельных зонах доменной печи.

Дутьевой режим. Размеры фурменного очага (под этим понимают, прежде всего, протяженность циркуляционной зоны, а также размеры кислородной и углекислотной зон горения) оказывают существенное влияние практически на все процессы, происходящие в доменной печи. Расчет характеристик фурменного очага, построенный на использовании эмпирических зависимостей, позволяет оценить протяженность циркуляционной и окислительной зон, относительную площадь окислительных зон в базовом периоде и их изменения при колебаниях условий плавки. При этом по результатам анализа работы конкретной доменной печи могут быть определены такие области значений характеристик фурменного очага, при которых достигаются наилучшие технико-экономические показатели плавки.

Масса дутья, поступающего через фурму в печь, $m_{\text{дф}}$, кг/с,

$$m_{\text{дф}} = \frac{\rho_{\text{N}_2} V_{\text{N}_2} + \rho_{\text{O}_2} V_{\text{O}_2} + \rho_{\text{H}_2\text{O}} V_{\text{H}_2\text{O}} + \rho_{\text{ПГ}} V_{\text{ПГ}}}{n_{\text{рф}} S_{\text{ф}} 60},$$

где ρ_i — плотность соответствующих компонентов дутья и природного газа (ПГ) при нормальных условиях, кг/м³;

V_i — масса соответствующих компонентов дутья и природного газа, м³/мин;

$n_{\text{рф}}$ — количество работающих на печи воздушных фурм, шт.;

$S_{\text{ф}}$ — площадь поперечного сечения воздушной фурмы, м².

Кинетическая энергия дутья $E_{\text{кин}}$, Дж,

$$E_{\text{кин}} = \frac{m_{\text{дф}} w_{\text{дф}}^2}{2g},$$

где $w_{\text{дф}}$ — скорость истечения дутья из фурмы, м/с.

Полная энергия дутья $E_{\text{полн}}$, Дж,

$$E_{\text{полн}} = \frac{m_{\text{дф}} w_{\text{дф}}^2}{2g} + \frac{m_{\text{дф}} \rho_{\text{д}}}{g \rho_{\text{д}}},$$

где $\rho_{\text{д}}$ — плотность воздушного дутья, кг/м³;

$p_{\text{д}}$ — давление воздушного дутья на фурмах доменной печи, Па.

Расчет протяженности зоны циркуляции (горения) $L_{\text{ц}}$, мм, производят по следующим эмпирическим соотношениям:

- для доменных печей малого объема (менее 1000 м^3)

$$L_{\text{ц}} = 122,26 + 0,329E_{\text{кин}} - 0,00000244E_{\text{кин}}^2,$$

- для доменных печей большого объема (более 1000 м^3)

$$L_{\text{ц}} = -806,1 + 0,0284E_{\text{полн}} - 0,00000001E_{\text{полн}}^2.$$

Для расчетного определения протяженности углекислотной (окислительной) зоны горения $L_{\text{ок}}$, мм, в первом приближении может быть рекомендована следующая формула, отражающая связь между циркуляционной и окислительной зонами:

$$L_{\text{ок}} = 1,28L_{\text{ц}}.$$

Площадь окислительных зон фурменного очага $S_{\text{ок}}$, отнесенная к поперечному сечению горна, %,

$$S_{\text{ок}} = 0,9n_{\text{рф}} \left(\frac{0,001L_{\text{ок}}}{d_{\text{г}}} \right)^2 \cdot 100,$$

где $d_{\text{г}}$ — диаметр горна, м.

Необходимо отметить, что оптимальные значения параметров фурменного очага определяются в результате длительного анализа работы доменных печей. Например, для доменных печей малого объема наилучшие показатели работы печи достигаются при условии, когда площадь, занятая фурменными очагами, составляет 30–35 % площади горна печи.

При оценке эффективности того или иного изменения режимных параметров доменной плавки определяются прогнозные значения изменений параметров фурменного очага и оценивается целесообразность и допустимость планируемых мероприятий.

Газодинамический режим. При моделировании газодинамического режима доменной плавки необходимо учитывать:

- газодинамические характеристики столба шихтовых материалов;
- изменения перепадов давления и степени уравнивания шихты в отдельных зонах печи при изменении расхода дутья;
- изменения перепадов давления и степени уравнивания шихты в отдельных зонах печи при изменении параметров загружаемой шихты.

Определение газодинамических характеристик столба шихтовых материалов в базовом периоде доменной плавки. Для непрерывного схода шихты в печи необходимо выполнение следующего условия: в соотношении сил, управляющих движением материалов, масса шихты в печи $P_{\text{ш}}$ должна преобладать над действиями подъемной силы газового потока $P_{\text{г}}$ и силами трения шихтовых материалов о стенки печи $P_{\text{тр}}$, т. е.

$$P_{\text{ш}} > P_{\text{г}} + F_{\text{тр}}. \quad (4.4)$$

В том случае, когда указанное неравенство превращается в равенство, шихта в печи не движется — наступает явление «подвисание шихты». Для борьбы с этим явлением принимают меры по возобновлению движения материалов (уравнение (4.4)).

Масса шихты в печи $P_{\text{ш}}$ может быть определена как

$$P_{\text{ш}} = V_0 \gamma_{\text{н}}^{\text{ш}},$$

где V_0 — полезный объем печи, м^3 ;
 $\gamma_{\text{н}}^{\text{ш}}$ — насыпная масса шихты, $\text{т}/\text{м}^3$.

Однако целенаправленное управление сходом шихты в печи за счет изменения массы шихты невозможно из-за того, что насыпная масса шихты зависит от соотношения рудных и нерудных материалов, а также кокса и определяется не только массовыми параметрами шихты, но и уровнем развития физико-химических и тепловых процессов. Также невозможным оказывается управление и силой трения материалов о стенки печи, зависящей от бокового давления материалов на ограждающие стенки и коэффициента трения столба материалов об огнеупорную кладку.

Подъемную силу газового потока $P_{\text{г}}$ определяют по уравнению

$$P_{\text{г}} = \Delta P \cdot S,$$

где ΔP — перепад давления газов при его движении через слой шихты, Па ;

S — площадь поперечного сечения печи, м^2 .

Для осуществления движения шихты в печи, в случае ее подвисания, необходимо снижать значение ΔP , для чего следует знать зависимость перепада давления газов от параметров шихты и газа, а также располагать информацией о характере взаимодействия между этими потоками. Данную зависимость при моделировании процессов газодинамики в доменных печах отражает уравнение Эгона

$$\Delta P = \lambda \frac{w_r^2}{2} \rho \frac{H}{d_3} \frac{(1-\varepsilon)}{\varepsilon^3} \frac{T}{273} \frac{1}{(1+P_r)},$$

где λ — коэффициент, учитывающий форму и шероховатость частиц слоя;

w_r — скорость фильтрации газового потока, м/с;

ρ — плотность газа, кг/м³;

H — высота слоя шихты в печи, м;

d_3 — эквивалентный диаметр куска шихты, мм;

ε — порозность слоя шихты;

T — температура газа, °С;

P_r — избыточное давление газа, Па.

Нарушение в сходе шихты в печи начинается далеко до полного уравнивания ее газовым потоком. В качестве критерия устойчивости слоя шихты в печи, при воздействии на него газового потока, принимается степень уравнивания (СУ) шихты газом

$$СУ = \frac{10 \cdot \Delta P}{H_A \gamma_n^{\text{ш}}}, \quad (4.5)$$

где СУ — степень уравнивания шихты газовым потоком, доли ед.;

ΔP — перепад давления газов по высоте «активной» части слоя шихты, Па;

H_A — высота «активной» части слоя шихты (высота слоя шихты от уровня воздушных фурм до уровня шихты в печи), м;

$\gamma_n^{\text{ш}}$ — насыпная масса шихты, т/м³.

Как показывает практика, при достижении значения $СУ = 55...60\%$, наступает изменение в сходе шихтовых материалов: вместо плавного движения наступает неровный сход материалов с появлением внутри слоя локальных разрыхлений и пустот, в которых затем шихта разделяется на отдельные составляющие согласно их крупности и плотности. Таким образом происходит нарушение установленного при загрузке значения рудной нагрузки (отношение массы рудного материала к массе кокса) с развитием похолодания доменной плавки вследствие прихода в нижнюю часть печи материалов с увеличенной рудной нагрузкой.

Для того чтобы влиять на подобные явления, необходимо установить зависимость сопротивления слоя шихты в печи от количества дутья, подаваемого в печь в базовом варианте плавки, и далее определить критические значения перепада давления и соответствующий

этому расход дутья. Такая информация позволит принять меры, исключающие нарушения в ходе шихты и снижение технических показателей плавки. Поскольку предлагается наиболее полное описание входящих в уравнение (4.5) параметров газа и шихты, то появляется возможность сравнения прогнозных изменений в газодинамическом режиме доменной плавки относительно базового периода (рис. 4.5).

Поскольку из общего значения перепада давления газа по высоте слоя доменной шихты на нижнюю зону печи приходится примерно 70 % из-за протекания в этой зоне процесса шлакообразования и в значительной степени определяющей газодинамическую напряженность слоя шихты в печи в целом, постольку задача описания газодинамических закономерностей слоя шихты в печи выполнялась отдельно для нижней и верхней частей слоя шихты.

Моделирование газодинамического режима нижней части слоя (при температуре газа более 1000 °С) осуществляется в следующей последовательности:

- рассчитываются выход, состав горнового газа и теоретическая температура горения; рассчитывается состав газа на горизонте 1000 °С. Определяется количество монооксида углерода, получающегося при прямом восстановлении оксидов железа, марганца, кремния, фосфора, а также монооксида углерода, образующегося при процессе десульфурации чугуна. Рассчитывается объем водорода в этом температурном интервале по степени использования водорода, определенной по эмпирическим зависимостям;
- рассчитываются два параметра, определяющие перепад давления в нижней зоне доменной печи, — плотность газа и скорость его фильтрации;
- рассчитывается теплостойкость газа и температура в зоне как среднее арифметическое значение между теоретической температурой горения на фурмах и 1000 °С;
- при отсутствии измерений нижнего перепада давления газов по высоте слоя шихты, он определяется следующим образом:

$$\Delta P_{\text{н}} = \alpha (P_{\text{д}} - P_{\text{кг}}),$$

где α — доля нижнего перепада давления газов от общего, доли ед.;

$P_{\text{д}}$ — избыточное давление горячего дутья, ати;

$P_{\text{кг}}$ — избыточное давление колошниковых газов, ати;

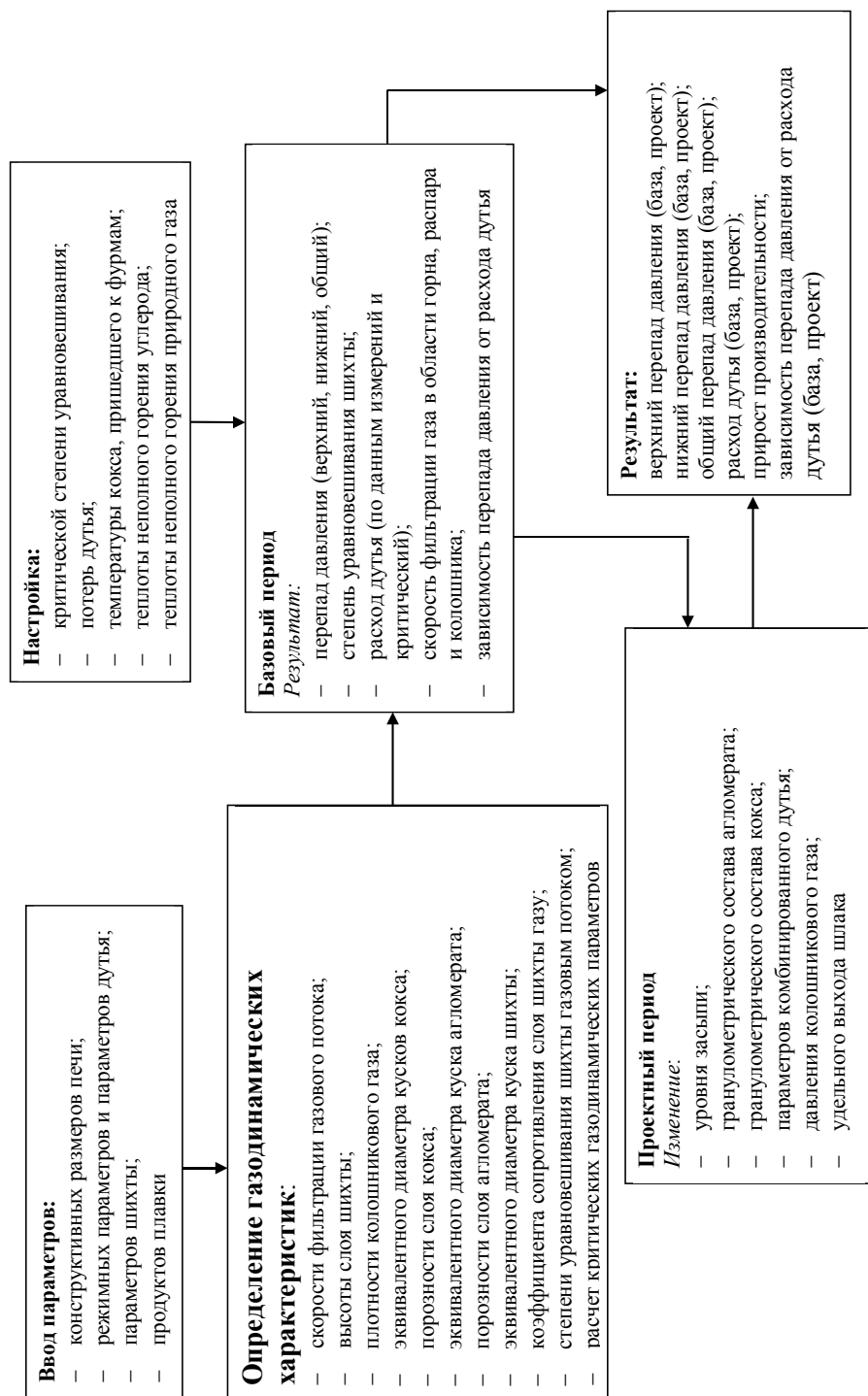


Рис. 4.5. Схема моделирования газодинамического режима доменной плавки

- условно принимается, что температурная граница 1000 °С находится на стыке шахты и распара печи. К высоте нижней зоны печи нужно отнести также верхнюю часть горна (от уровня воздушных фурм до горизонта стыка горна с заплечиками, что составляет примерно 0,5 м). В этом случае высота слоя шихты в нижней зоне печи определится следующим образом:

$$H_{\text{ш}}^{\text{н}} = h_3 + h_p + 0,5.$$

Определение эквивалентного диаметра куска шихты d_3 производится согласно гранулометрическому составу шихты

$$d_3 = \frac{100}{\sum \alpha_i / d_i}, \quad (4.6)$$

где α_i — содержание i -й фракции в материале, %;

d_i — средний размер i -й фракции, мм.

Порозность слоя кокса $\varepsilon_{\text{к}}$ может быть определена, в частности, по эмпирическому уравнению

$$\varepsilon_{\text{к}} = 0,3(0,1d_3^{\text{к}})^{0,252}.$$

Далее подлежит расчету скорректированное значение порозности коксовой насадки с учетом присутствия шлака в межкусковых пространствах кокса. Для этого определяют:

- удельный объем образующегося шлака

$$V_{\text{шл}} = U_{\text{шл}} / \rho_{\text{шл}},$$

где $U_{\text{шл}}$ — удельный выход шлака, кг/т чугуна;

$\rho_{\text{шл}}$ — плотность шлака, кг/м³;

- объем остающегося в коксовой насадке шлака, который зависит от вязкости шлака — чем она ниже, тем меньше шлака остается в слое кокса и порозность слоя кокса будет высокой. Напротив, если шлак имеет высокую вязкость, то, оставаясь в коксовой насадке, он снижает порозность слоя кокса в зоне шлакообразования. Это обстоятельство можно учитывать путем введения коэффициента μ , учитывающего подвижность шлака. В том случае, когда образовавшийся шлак остается в зоне шлакообразования, значение этого коэффициента равно единице. Однако при кон-

такте железистого шлака с углеродом коксовой насадки возможно насыщение шлака газом из-за развития реакции $(\text{FeO}) + \text{C}_\text{к} = [\text{Fe}] + \text{CO}$, что превращает шлак в гетерогенную газошлаковую систему с ростом объема шлака. Степень гетерогенности шлакового расплава можно учесть с помощью коэффициента ν , значение которого, в зависимости от неблагоприятного развития процессов прямого восстановления оксидов железа, может достигать 5–10. С учетом вышеотмеченного, действительный удельный объем шлака в коксовой насадке $V'_\text{шл}$ ($\text{м}^3/\text{т}$ чугуна) в общем виде рассчитывают по уравнению

$$V'_\text{шл} = V_\text{шл} \mu \nu,$$

где $V_\text{шл}$ — удельный объем образующегося шлака, $\text{м}^3/\text{т}$ чугуна;

- удельный объем кокса на получение 1 т чугуна

$$V_\text{к} = \frac{k}{\gamma_\text{н}^\text{к}},$$

где k — удельный расход кокса, $\text{кг}/\text{т}$ чугуна;

$\gamma_\text{н}^\text{к}$ — насыпная масса кокса, $\text{кг}/\text{м}^3$.

Удельный объем межкускового пространства коксовой насадки $V_\text{об}$

$$V_\text{об} = V_\text{к} \varepsilon_\text{к}.$$

С учетом того, что часть этого объема занята образующимся шлаком $V'_\text{шл}$, оставшийся удельный объем межкускового пространства коксовой насадки $V'_\text{об}$ составляет следующую величину:

$$V'_\text{об} = V_\text{об} - V'_\text{шл}.$$

В этом случае скорректированное значение порозности коксовой насадки (с учетом нахождения в межкусковом пространстве кокса шлака) $\varepsilon_\text{к}^\text{б}$ можно рассчитать по уравнению

$$\varepsilon_\text{к}^\text{б} = \frac{V_\text{об}^\text{б}}{V_\text{к}},$$

где индекс «б» — базовый период.

Определение газодинамического сопротивления слоя шихты в верхней части доменной печи, т. е. в зоне температур ниже 1000°C , принципиально не отличается от расчета сопротивления для нижней зоны.

В верхней зоне объем и состав меняются относительно рассчитанного ранее (в нижней зоне печи) вследствие разложения известняка (если он загружается в печь), а также в результате протекания процессов косвенного восстановления оксидов железа. Предполагается, что количество водорода в зоне температур ниже 1000°C не изменяется, т. е. водород, как восстановитель, в низкотемпературных зонах уже не работает. В этом случае объем водорода $V_{\text{H}_2}^{\text{жл}}$ в колошниковом газе равен $V_{\text{H}_2}^{T=1000}$.

После определения удельного выхода колошникового газа осуществляется расчет скорости фильтрации газового потока в верхней зоне доменной печи.

При расчете газодинамических характеристик слоя шихтовых материалов определяют:

- эквивалентный диаметр куска шихты d_s . Оценка производится по уравнению (4.6), описывающему зависимость эквивалентного диаметра куска шихты от гранулометрического состава материалов;
- порозность слоя шихтовых материалов ε .

Оценка порозности слоя производится по эмпирическим соотношениям, описывающим зависимость порозности слоя от гранулометрического состава материалов:

- для кокса

$$\varepsilon_{\text{к}} = 0,222d^{0,252};$$

- для окатышей

$$\varepsilon_{\text{ок}} = 0,4 - 0,29\alpha_{(-0,5)},$$

где $\alpha_{(-0,5)}$ — доля мелочи, фракция 0–5 мм;

- для агломерата

$$\varepsilon_{\text{агл}} = 1 - (1 - \varepsilon_{\text{круп}})\alpha_{\text{круп}} - \sum \left\{ (1 - \varepsilon_i)\alpha_i \left[1,582 - 2,416 \left(\frac{d_i}{d_{\text{круп}}} \right) + 1,485 \left(\frac{d_i}{d_{\text{круп}}} \right)^2 + 0,18 \left(\frac{\alpha_{\text{круп}}}{\alpha_i} \right) - 0,015 \left(\frac{\alpha_{\text{круп}}}{\alpha_i} \right)^2 \right] \right\},$$

где $\varepsilon_{\text{круп}}, \varepsilon_i$ — порозность самой крупной и i -й фракции, $\text{м}^3/\text{м}^3$;

$\alpha_{\text{круп}}, \alpha_i$ — доля самой крупной и i -й фракции, $\text{кг}/\text{кг}$;

$d_{\text{круп}}, d_i$ — средний диаметр самой крупной и i -й фракции, мм.

Насыпная масса загружаемой шихты γ_n^k , т/м³, определяются с учетом объемных долей компонентов шихты: кокса, агломерата, окатышей и т.д.

$$H_b = h_{ш} + h_k - h_{уз},$$

где $h_{ш}, h_k, h_{уз}$ — соответственно высота шахты и колошника доменной печи и уровень засыпи шихты, м.

Определение степени уравнивания шихты газовым потоком и расчет критических газодинамических параметров. Для расчета степени уравнивания шихты газовым потоком СУ используют уравнение

$$СУ = 1000(1-m) \frac{(P_d - P_{кг})}{H_a \gamma_n^{ш}},$$

где m — потери давления горячего дутья по тракту подачи, доли ед.;

P_d — избыточное давление горячего дутья, ати;

$P_{кг}$ — избыточное давление колошникового газа, ати;

H_a — «активная» высота слоя шихты в печи (высота слоя шихты от уровня воздушных фурм до уровня засыпи), м;

$\gamma_n^{ш}$ — насыпная масса шихты, т/м³.

Активная высота слоя шихты — продуваемая газами часть слоя — находится из уравнения

$$H_a = h_z + h_p + h_{ш} + h_k - h_{уз} + 0,5,$$

где $h_z, h_p, h_{ш}, h_k, h_{уз}$ — высота заплечиков, распара, шахты, колошника, а также уровня засыпи шихты в печи, м.

Степень уравнивания, равная 55–60 %, является настройкой модели, предельной, сверх которой наблюдается переход ровного схода шихты в неровное движение материалов. Это движение сопровождается появлением в локальных участках шихты газовых полостей и участков с повышенной порозностью, в которых слой шихты разделяется на отдельные компоненты согласно их крупности и плотности.

4.4. Подсистема шлакового режима

Шлаковый режим доменной плавки в существенной степени определяет конечные результаты работы доменной печи — удельный расход кокса и производительность. Состав шлака, его количество и свойства

оказывают воздействие на газодинамические, тепловые и восстановительные процессы, протекающие в печи.

Моделирование шлакового режима выполняется в целях решения следующих технологических задач:

- получения шлака, обладающего надлежащими свойствами в ходе всего процесса шлакообразования, начиная со стадии размягчения, последующей фильтрации первичного шлакового расплава в коксовой насадке и заканчивая получением конечного шлакового расплава;
- получения чугуна требуемого химического состава при допустимом содержании в нем серы;
- получения шлака, обеспечивающего достаточную газопроницаемость зоны шлакообразования, ровного схода шихты в печи, а также устойчивое тепловое состояние доменной плавки.

Шлакообразование в доменной печи — это сложный и многоэтапный процесс, включающий процессы спекания, последующего размягчения, образования первичного шлакового расплава, его изменения по мере движения в коксовой насадке и превращения промежуточного шлака в конечный шлаковый расплав. При разработке модели подсистемы шлакового режима (рис. 4.6) необходимо учесть, что из многих физико-химических характеристик шлака для технологов наиболее важными являются: температуры начала и конца размягчения железорудных материалов, температурный интервал размягчения, температура плавления шлака и его вязкость в рабочем интервале температур. В соответствии с этим выполнена декомпозиция подсистемы и выделены следующие ее элементы:

- определен выход и состав шлака;
- определена политерма вязкости шлака;
- определена температура начала и конца размягчения железорудных материалов (ЖРМ), высота зоны вязкопластичного состояния;
- определена десульфuriрующая способность шлака, а также содержание серы в чугуне;
- диагностирован шлаковый режим.

Свойства шлака в ходе всего процесса шлакообразования, начиная со стадии размягчения, последующей фильтрации первичного шлакового расплава в коксовой насадке и заканчивая получением конечного шлакового расплава, определяются его составом.

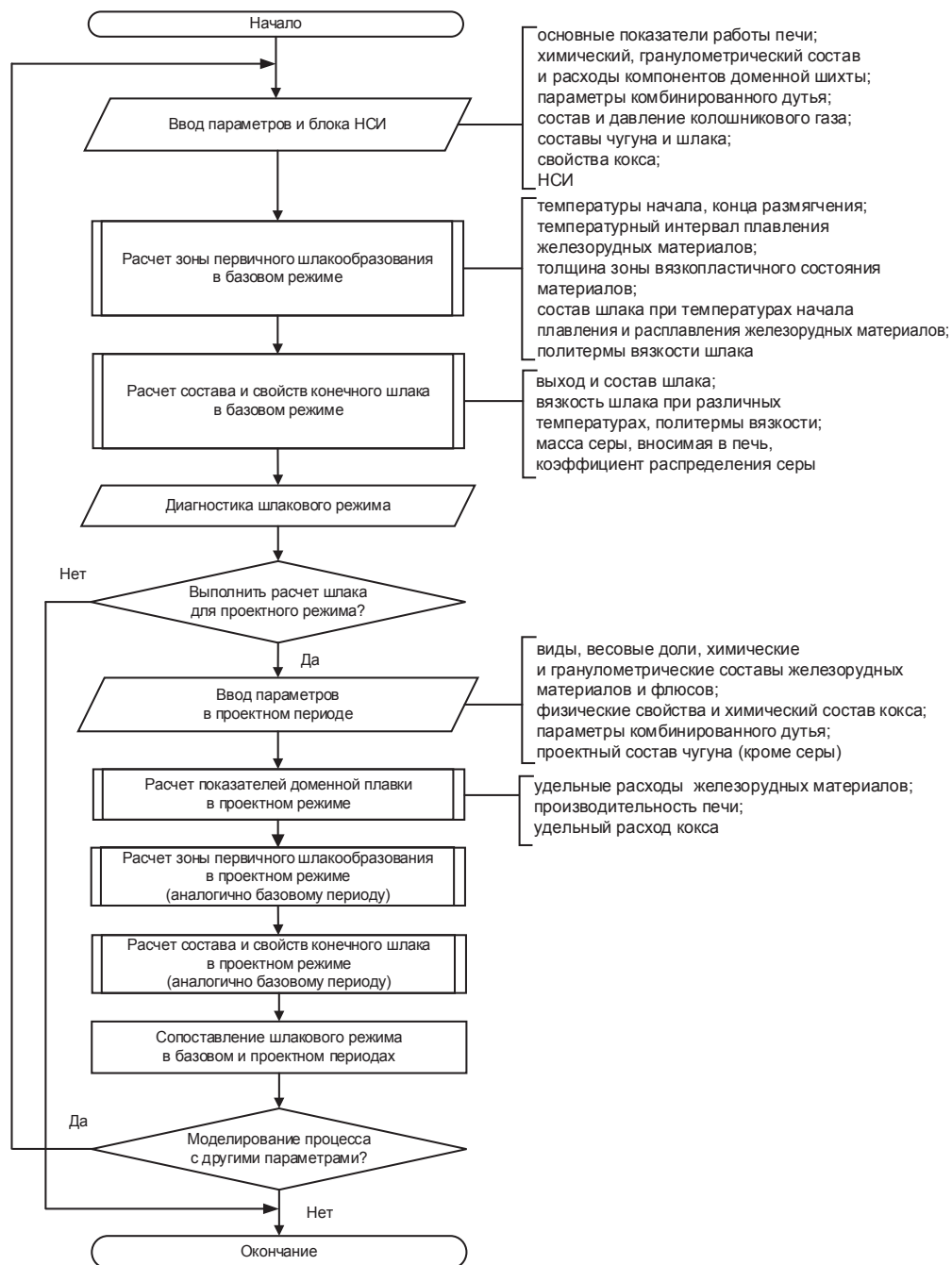


Рис. 4.6. Блок-схема расчета показателей шлакового режима

От состава железорудных материалов зависят характерные температуры:

- температура начала размягчения, соответствует началу усадки — температуре образования первых порций жидких фаз;
- температура расплавления, соответствует температуре появления подвижного шлакового расплава.

Для определения этих температур необходимо знать соответствующие температуры для всех железорудных компонентов доменной шихты.

Для расчета температуры начала размягчения и температуры расплавления железорудного материала используют эмпирические уравнения.

Определение температурного интервала плавления $\Delta t_{\text{пл}}$ железорудных материалов осуществляют по уравнению

$$\Delta t_{\text{пл}} = T_{\text{р}}^{\text{max}} - T_{\text{н.пл}}^{\text{min}},$$

где $T_{\text{р}}^{\text{max}}$ — максимальное значение температуры расплавления из всех применяемых железорудных материалов, °С;

$T_{\text{н.пл}}^{\text{min}}$ — минимальное значение температуры образования первых порций шлака из применяемых для плавки железорудных материалов, °С.

Введя допущение, что газодинамическую напряженность зоны вязкопластичных шлаковых масс создает слой железорудных материалов, начиная с момента 50 %-ной усадки слоя до момента появления подвижного шлакового расплава ($T_{\text{р}}$), скорректированное значение температурного интервала $\Delta t_{\text{пл}}^*$ рассчитывают по уравнению

$$\Delta t_{\text{пл}}^* = 0,5 \cdot \Delta t_{\text{пл}}.$$

Для оценки изменения температуры материала на 1 м высоты слоя в нижней ступени теплообмена $\Delta t_{\text{н.ст}}$ используют уравнение

$$\Delta t_{\text{н.ст}} = \left[(t_{\text{чуг}} c_{\text{чуг}} + U t_{\text{шл}} c_{\text{шл}}) / (c_{\text{чуг}} + U c_{\text{шл}}) - t_0 \right] / H_{\text{н.ст}},$$

где $c_{\text{чуг}}$, $c_{\text{шл}}$ — теплоемкости чугуна и шлака, кДж/(кг·К).

U — удельный выход шлака, кг/т чугуна;

t_0 — температура зоны замедленного теплообмена, °С;

$H_{\text{н.ст}}$ — высота нижней ступени теплообмена, м.

Высоту слоя вязкопластического состояния материалов оценивают по соотношению

$$h_{\text{в.м}} = \Delta t_{\text{пл}}^* / \Delta t_{\text{н.ст}}.$$

Основу расчета выхода и состава шлака (содержание в шлаке CaO , SiO_2 , Al_2O_3 , MnO , MgO , TiO_2) составляют уравнения материальных балансов основных химических элементов и их соединений.

Для аналитического расчета вязкости шлака используют диаграммы тройной шлаковой системы $\text{CaO}-\text{Al}_2\text{O}_3-\text{SiO}_2$ при температурах 1400 и 1500 °С в области реальных значений доменных шлаков и известную зависимость вязкости гомогенных шлаковых расплавов от температуры.

В случае присутствия в шлаке заметного количества других оксидов (MgO , TiO_2) необходимо вводить соответствующие корректировки, учитывающие влияние этих оксидов на вязкость шлаков.

Заметим, что для технологов, ведущих доменную плавку, необходимо знать не только численные значения вязкости при фиксированных температурах, например 1400 и 1500 °С, но и характер зависимости вязкости от температуры в диапазоне 1350–1550 °С.

Известно, что для гомогенных шлаковых расплавов влияние температуры на вязкость шлака описывается уравнением Ле-Шателье

$$\ln(\ln(\mu)) = a_0 + a_1 t_{\text{шл}}, \quad (4.7)$$

где μ — вязкость шлака, Па·с;

a_0 и a_1 — коэффициенты априорно неизвестные.

При известных значениях вязкости шлака конкретного состава при температурах 1400 и 1500 °С, решая систему уравнений вида (4.7), можно получить значения коэффициентов a_0 , a_1 и, тем самым конкретизируя уравнение (4.7), найти функциональную зависимость вязкости шлака от его температуры.

Параметрами полученной политермы вязкости являются:

- температура плавления шлака;
- вязкость шлака на выпуске;
- градиент вязкости шлака.

Поскольку расплав из коксовой насадки начинает вытекать, когда его вязкость достигает 2,5 Па·с, за условную температуру плавления шлака ($t_{\text{пл}}$) принята температура, при которой шлак имеет вязкость 25 пуаз (2,5 Па·с),

$$t_{\text{шл}}^{25} = t_{\text{пл}} = \frac{a_0 - \lg(\lg(25))}{a_1}.$$

Вязкость шлака на выпуске зависит от конечной температуры шлака ($t_{\text{шл}}$), связанной с температурой чугуна ($t_{\text{чуг}}$) и его химическим нагревом, и рассчитывается по уравнению

$$t_{\text{шл}} = t_{\text{чуг}} + c_0 [\text{Si}] + c_1 10[\text{Si}]^2,$$

где c_0 и c_1 — эмпирические коэффициенты.

По уравнению (4.7) рассчитывается вязкость шлака при $t_{\text{шл}}$ ($\mu_{\text{шл}}$); определяется температура шлака, соответствующая предельно допустимой вязкости шлака для нормального хода плавки.

Одной из важнейших характеристик шлакового режима является устойчивость шлаковых систем («короткие» и «длинные» шлаки). Изменение процессов шлакообразования вызывают колебания основности шлака, которые, в свою очередь, приводят к изменению температурного интервала вязкопластичного состояния. Для оценки устойчивости шлака используют такой параметр, как градиент вязкости шлака, численно равный уменьшению вязкости шлака при увеличении температуры шлака на 1 °С в диапазоне вязкости шлака 25–7 пуаз, пуаз/°С,

$$\frac{\Delta\mu_7^{25}}{\Delta t} = \frac{25-7}{t_{\text{шл}}^7 - t_{\text{шл}}^{25}}.$$

Градиент вязкости шлака, наряду с допустимыми при различных температурах шлака диапазонами вязкости шлака, используется при моделировании шлакового режима в качестве ограничивающего фактора для диагностики шлакового режима. При этом выбор предельных значений каждого из диапазонов и градиента вязкости осуществляется по методу экспертного оценивания

$$\mu_{\text{шл}}^{\min} \leq \mu_{\text{шл}} \leq \mu_{\text{шл}}^{\max}.$$

Так, для условий доменных печей ПАО «ММК» приняты следующие ограничения:

- если вязкость шлака при температуре 1450 °С находится в пределах 5,5–7,0 пуаз, то шлак характеризуется повышенной вязкостью в области рабочих температур;

- если вязкость шлака при температуре 1450 °С превышает 7,0 пуаз, то вязкость шлака в области рабочих температур превышает допустимые пределы для нормального режима плавки;
- если вязкость шлака при температуре 1450 °С меньше 2 пуаз, то шлак характеризуется малой вязкостью, обладает высокой агрессивностью к огнеупорной кладке и разрушает гарнисаж;
- если градиент вязкости $\Delta\mu_7^{25}/\Delta t \geq 0,35$, то шлак относится к типу коротких. Возможно загромождение горна, образование настывов, застывание шлака в желобах. Режим работы печи затруднен.

В основе расчета изменения содержания серы в чугуне лежит баланс серы. В практике доменной плавки принято оценивать распределение серы между чугуном и шлаком с помощью коэффициента распределения серы (L_S), который определяется как отношение содержания серы в шлаке к содержанию серы в чугуне. Однако практически все расчетные уравнения носят эмпирический характер, а все уравнения получены для условий ведения плавки в определенных условиях и не могут быть полностью применимы в иных условиях доменной плавки. Значения данных коэффициентов достоверно могут быть определены только по фактическим результатам доменной плавки в базовом периоде. Поэтому реализацию модели данной подсистемы для проектного периода целесообразно выполнить в рамках натурно-модельного подхода.

Для оценки L_S предложено уравнение, отражающее влияние основных параметров процесса на десульфуризирующую способность шлака,

$$\lg(L_S) = a_0 \lg(b) + a_1 t_{\text{шл}} - a_2 \lg(\mu) + a_3 \lg\left(\frac{f_{[S]}}{P_{\text{CO}}}\right) + a_4 U,$$

где a_0, a_1, a_2, a_3, a_4 — постоянные коэффициенты, определяемые методом параметрической идентификации по информации о работе печи в базовый период;

b — обобщенная основность шлака,

$$b = \frac{(\text{CaO}) + \alpha(\text{MgO})}{(\text{SiO}_2) + 0,6(\text{Al}_2\text{O}_3) \left[\frac{(\text{CaO}) + \alpha(\text{MgO})}{(\text{SiO}_2)} - 1,19 \right]}.$$

$$\text{Здесь } \alpha = \frac{1,84(\text{SiO}_2) - 0,9(\text{CaO})}{(\text{SiO}_2) + 0,9(\text{MgO})};$$

$f_{[S]}$ — коэффициент активности серы в чугунае,

$$\lg(f_{[S]}) = 0,11[C]_9 + 0,006[C]_9^2.$$

Здесь $[C]_9$ — эквивалентное содержание углерода в чугунае, определяется в соответствии с составом чугуна

$$[C]_9 = [C] + 0,63[Si] + 0,40[P];$$

P_{CO} — парциальное давление монооксида углерода в горновом газе, учитывающее восстановительный потенциал в зоне десульфурации и оказывающее влияние на процесс удаления серы из металла в шлак,

$$P_{\text{CO}} = (P_d + 1)\gamma_{\text{CO}}.$$

Здесь P_d — избыточное давление горячего дутья, ати; γ_{CO} — доля CO в горновом газе, м³/м³.

В соответствии с поставленными при разработке модели целями, ее реализация позволяет решать следующие технологические задачи:

- рассчитать требуемый расход одного из флюсующих материалов при изменении сырьевых условий и параметров процесса;
- рассчитать требуемое соотношение компонентов железорудной части шихты при изменении сырьевых условий и параметров процесса;
- рассчитать свойства шлака при заданных расходах и составах железорудных компонентов и флюсующих материалов.

Для выполнения расчетов по установлению шлакового режима необходимо располагать информацией о составе проплавляемого сырья и параметрах плавки, а в результате выполненных расчетов получить данные о составе продуктов плавки, свойствах шлака — его вязкости, температуре плавления, поглотительной способности серы, пригодности шлака для реализации нормального хода плавки.

4.5. Интегрированный пакет прикладных программ АРМ инженерно-технологического персонала доменного цеха

Интегрированный пакет прикладных программ «Автоматизированное рабочее место инженерно-технологического персонала доменного цеха» (АРМ технолога доменного цеха) является компьютерной системой поддержки принятия решений, которая помогает инженерно-технологическому персоналу обеспечивать нормальный режим работы доменного производства в целом при минимальной себестоимости продукции с учетом ограничений, обусловленных требованиями технологии и возможностями оборудования.

Программное обеспечение АРМ технолога доменного цеха представляет собой комплекс информационно связанных интерактивных (диалоговых) программных модулей, объединенных в общую оболочку. Интеграция математических моделей осуществляется на основе использования как общих исходных данных, так и результатов расчетов отдельных модулей. Программные модули реализуют математические модели теплового, шлакового, дутьевого и газодинамического режимов доменной плавки, описанные выше. Этим обеспечивается функциональность модели, а модульная структура модели обеспечивает ее расширяемость.

Интегрированная математическая модель реализована в соответствии с описанной выше концепцией натурно-модельного подхода. Составляющими такой компьютерной системы являются информационное и программное обеспечение, представленное моделями базового состояния и прогнозирующими моделями.

Информационным обеспечением компьютерной системы являются данные распределенной базы данных доменного цеха. Это обеспечивает получение и представление фактической отчетной информации о ходе технологического процесса в реальном времени. С помощью SQL-запросов и хранимых процедур формируются необходимые для расчетов наборы данных о параметрах и показателях процесса, которые включают всю доступную информацию о входных и выходных параметрах процесса за прошедший период (базовый период).

Наборы данных по базовому периоду формируются в фоновом режиме независимо от работы программного модуля, по мере сбора и поступления информации о доменном процессе в базу данных домен-

ного цеха, при этом происходит усреднение информации с требуемой периодичностью (смена, сутки, месяц).

Программный модуль расчета теплового режима доменной плавки предназначен для оценки теплового состояния процесса и выполнения проектных расчетов показателей работы доменной печи при колебаниях топливно-сырьевых условий, а также при изменении параметров плавки и требований, предъявляемых к химическому составу продуктов плавки. В качестве исходных используется набор данных о параметрах и показателях работы печи в базовый период, непосредственно предшествующий моменту расчетов, продолжительностью 1 смена. Период работы печи может также задаваться пользователем. Для расчетов используется модель базового состояния доменного процесса.

Фрагмент отображения основных параметров, характеризующих тепловой режим доменной плавки, представлен на рис. 4.7.

| Показатель | Значение |
|--|---------------|
| Теоретическая температура горения, °C | 2172 |
| Содержание [Si] в чугуне, % | 0.64 |
| Температура чугуна, °C | 1431 |
| Расход кокса (сухого) на расчетное производство / минимальный, кг/т чугуна | 395.1 / 344.6 |
| Расход природного газа, м³/т | 89.18 |
| Содержание O₂ в дутье, % | 27.37 |
| Температура дутья, °C | 1203 |
| Влажность дутья, г/м³ | 5.5 |
| Показатель теплового состояния низа печи, МДж/т | 2394 |

Рис. 4.7. Фрагмент окна пользовательской формы программного модуля расчета теплового режима доменной плавки в базовом периоде работы

Всего в модели рассчитывается около 300 показателей, часть из которых являются промежуточными данными и необходимы для анализа процесса, другая часть — комплексными показателями, характеризующими развитие основных процессов доменной плавки. Количество и перечень показателей определяются требованиями пользователя и являются параметрами настройки программного обеспечения.

В рамках проектного расчета, программное обеспечение в диалоговом режиме позволяет оценить показатели работы печи при изменении следующих параметров:

- сырьевых условий по металлической части шихты —
 - ▶ состав и соотношение расходов железорудных материалов в подаче;
 - ▶ расход металлодобавок;
 - ▶ расход флюсов;
 - ▶ химический состав любого компонента шихты;
- сырьевых условий по коксу —
 - ▶ расход;
 - ▶ технический состав;
 - ▶ состав золы;
- параметров комбинированного дутья —
 - ▶ расход и давление;
 - ▶ температура и влажность;
 - ▶ содержание кислорода;
 - ▶ расход природного газа.

Предусмотрены следующие варианты расчета:

- шлакового режима —
 - ▶ расчет основности шлака (CaO/SiO_2) при заданном соотношении железорудных материалов и расходе флюсов;
 - ▶ расчет требуемого расхода одного из флюсов для получения шлака заданной основности;
 - ▶ расчет соотношения двух указанных железорудных материалов для получения шлака заданной основности;
- производительности печи —
 - ▶ при условии постоянного минутного расхода дутья;
 - ▶ на заданное количество подач в смену.

При этом решаются следующие технологические задачи:

- выполняется расчет требуемой рудной нагрузки для поддержания на заданном уровне теплового состояния печи, оцениваемого по содержанию кремния в чугуна;
- выполняется расчет требуемых параметров комбинированного дутья (температуры и влажности горячего дутья) для поддержания на заданном уровне теплового состояния печи, оцениваемого по содержанию кремния в чугуна, при заданной рудной нагрузке;

- выполняется расчет изменения содержания кремния в чугуне при заданной рудной нагрузке и требуемых параметрах комбинированного дутья.

Фрагмент окна пользовательской формы программного модуля теплового режима доменной плавки с результатами расчета в проектном периоде работы доменной печи представлен на рис. 4.8.

| Базовый период Текущий период Проектный период Справочники ▾ | | | | |
|---|---------------|----------------|----------------|------------------|
| Проектный период - результаты | | | | |
| Показатель | Ед. измерения | Базовый период | Текущий период | Проектный период |
| Коп-во подач | в сутки | 178.7 | | |
| Руда | т/подачу | 30 | 30 | 30 |
| Кокс | т/подачу | 7.62 | 8.09 | 8.09 |
| М/добавки | т/подачу | 0.88 | 0 | 0 |
| Флюсы | т/подачу | 1.35 | 1.33 | 1.33 |
| Расход кокса | кг/т | 395.4 | 418.4 | 418.4 |
| Расход ЖРМ | кг/т | 1557 | 1618 | 1618 |
| Расход металлодобавок | кг/т | 45.91 | 0 | 0 |
| Расход флюсов | кг/т | 11.73 | 10.8 | 10.8 |
| Рудная нагрузка | т/т | 3.94 | 3.94 | 3.94 |
| Содержание железа в ЖРМ | % | 59.35 | 59.24 | 59.24 |
| Производительность (факт) | т/сутки | 3446 | 3511 | 3511 |

Рис. 4.8. Фрагмент окна пользовательской формы программного модуля теплового режима доменной плавки с результатами расчета в проектном периоде работы доменной печи

Программный модуль расчета газодинамики доменной плавки позволяет выполнить:

- расчет газодинамических характеристик слоя шихтовых материалов;
- оценку изменения перепадов давления и степени уравнивания шихты в отдельных зонах печи при изменении расхода дутья;
- оценку изменения перепадов давления и степени уравнивания шихты в отдельных зонах печи при изменении параметров загружаемой шихты.

В качестве информационного хранилища используется реляционная база данных доменного цеха, в которой содержится информация о работе доменного производства комбината. В основу построения программного модуля положена математическая библиотека, разра-

ботанная на основании функциональных спецификаций с использованием объектно ориентированного подхода и реализованная в виде динамически подключаемой библиотеки (dll). Задачи, которые позволяет решить программное обеспечение:

- выполнить расчет верхнего, нижнего и общего перепадов давления; степени уравнивания шихты; расхода дутья; скоростей фильтрации газа в области горна, распара и колошника;
- выполнить визуальное отображение результатов расчетов в виде графиков;
- выполнить расчет величин в проектном периоде при изменении входных параметров —
 - ▶ уровня засыпи;
 - ▶ гранулометрического состава и порозности слоев ЖРМ и кокса;
 - ▶ параметров комбинированного дутья;
 - ▶ давления колошникового газа;
 - ▶ удельного выхода шлака.

На главной форме программного модуля (рис. 4.9) пользователь, после выбора по календарю отчетного месяца и номера доменной печи, с помощью кнопки «Обновить» может отобразить на экране результаты расчета газодинамики для одного из периодов плавки — базового, сравнительного или проектного, а также корректно завершить выполнение программы.

Главное меню программы содержит следующие основные пункты: «Результаты», «Отчет», «Настройки» и «Справка».

Подпункты меню «Результаты» позволяют пользователю отобразить в численном и графическом виде расчетные показатели газодинамического режима доменной плавки. В численном виде возможно увидеть результаты как для базового периода работы печи, так и для проектного с возможностью их сопоставления. Конкретную дату базового периода пользователь выбирает на главной форме с помощью календаря, а выбор номера доменной печи — с помощью выпадающего списка работающих в этот период печей.

Подпункт меню «Результаты/Влияние факторов в проектном периоде» позволяет рассчитать перепады давления по высоте печи (нижний, верхний и общий), расход дутья, производительность и удельный расход кокса в зависимости от выбранных технологических мероприятий (факторов) в проектном периоде.

Тепловой баланс доменной печи

Результаты Отчет Справка

Отчетный период

Месяц: Доменная печь:

Статьи теплового баланса доменной печи

| Наименование статьи теплового баланса, ед.измерения | Величина |
|--|----------|
| Сумма статей прихода тепла, кДж/кг | 4279,29 |
| Сумма статей прихода тепла, % | 100 |
| — РАСХОДНЫЕ СТАТЬИ теплового баланса: | |
| 1. Расход тепла на прямое восстановление оксидов железа, кДж/кг | 773,86 |
| 1. Расход тепла на прямое восстановление оксидов железа, % | 20,28 |
| 2. Расход тепла на прямое восстановление примесей чугуна, кДж/кг | 175,78 |
| 2. Расход тепла на прямое восстановление примесей чугуна, % | 4,61 |
| 3. Расход тепла на процесс десульфурации чугуна, кДж/кг | 3,47 |
| 3. Расход тепла на процесс десульфурации чугуна, % | 0,09 |
| 4. Расход тепла на восстановление оксидов железа водородом, кДж/кг | 185,8 |
| 4. Расход тепла на восстановление оксидов железа водородом, % | 4,87 |
| 5. Расход тепла на нагрев жидкого чугуна, кДж/кг | 1278 |

Данные успешно загружены из базы в программу. Отчетный период - Февраль 20**г. Печь: ДП-1

Рис. 4.9. Фрагмент окна пользовательской формы программного модуля расчета газодинамики доменной плавки

Пункт меню «Отчет» дает возможность пользователю сформировать отчетный документ в твердой копии по итогам расчетов с возможностью его предварительного просмотра на экране.

С использованием меню «Настройки» пользователь может вручную корректировать коэффициенты пофакторного счета, учитывающие влияние различных технологических мероприятий на производительность печи и удельный расход кокса, настраивать вывод показателей в твердую копию отчета, а также работать со справочниками.

В меню «Справка» приведены подпункты для вызова файла справочного руководства пользователя, а также формы со сведениями по программе.

Графическая визуализация результатов расчета газодинамического режима работы доменной печи отображается в виде зависимости перепада давления от расхода дутья. Соответствующие подпункты меню позволяют выполнить это для базового, сравнительного или проектного периодов работы печи. Для этого надо выбрать подпункт меню «Результаты/Перепад давления от расхода дутья в ба-

зовом периоде» или нажать кнопку «График» на главной форме. Фрагмент графической зависимости для базового периода представлен на рис. 4.10.

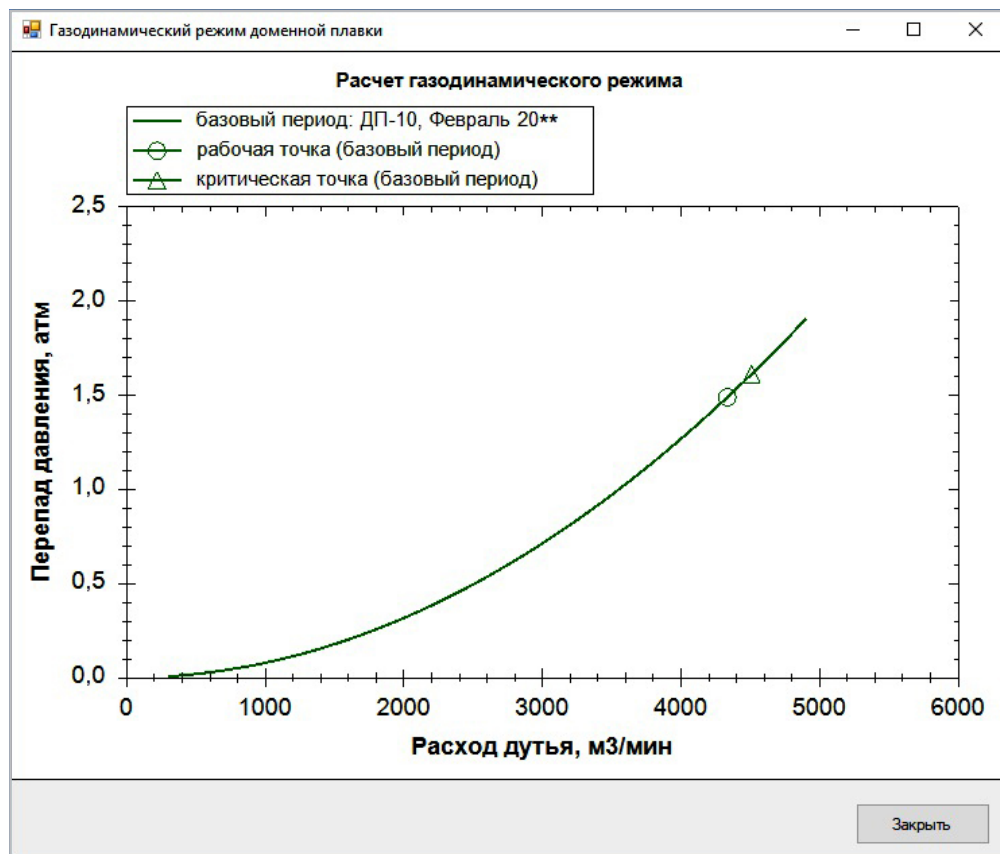


Рис. 4.10. График зависимости перепада давления по высоте доменной печи от расхода дутья для базового периода ее работы

Сравнительный период служит для сопоставления показателей газодинамического режима работы доменной печи с аналогичными показателями в базовом периоде. Возможно сопоставление показателей газодинамического режима разных доменных печей за различные отчетные периоды. Фрагмент результатов сопоставления показателей в численном виде представлен на рис. 4.11, где указан перечень показателей, в отдельных колонках представлены значения показателей для каждого периода и их отклонения.

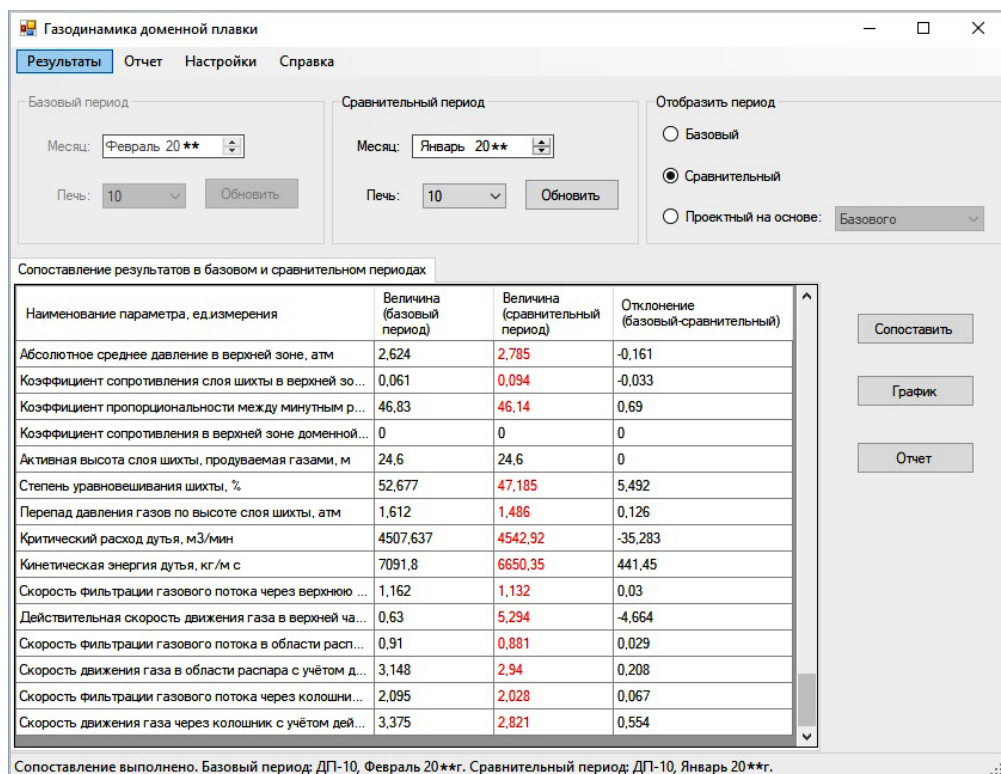


Рис. 4.11. Окно сопоставления показателей газодинамического режима в базовом и сравнительном периодах работы доменной печи

С помощью подпункта меню «Результаты/Перепад давления от расхода дутья в базовом и сравнительном периодах» можно получить графические зависимости перепада давления по высоте доменной печи от расхода дутья для базового и сравнительного периодов работы доменной печи. Фрагмент окна с результатами графической зависимости представлен на рис. 4.12.

Пользователь может сформировать отчет по итогам расчета газодинамического режима в базовом и сравнительном периодах работы доменных печей с помощью меню «Отчет/Сопоставление базового и сравнительного периодов». Предварительный вид отчета появляется в отдельном окне, внешний вид которого представлен на рис. 4.13. В колонках таблицы представлены значения показателей в базовом и сравнительном периодах работы доменных печей, в отдельной колонке отражено отклонение базовой от сравнительной величины со-

ответствующего показателя. Перечень выводимых в отчет показателей аналогичен списку показателей в базовом периоде.

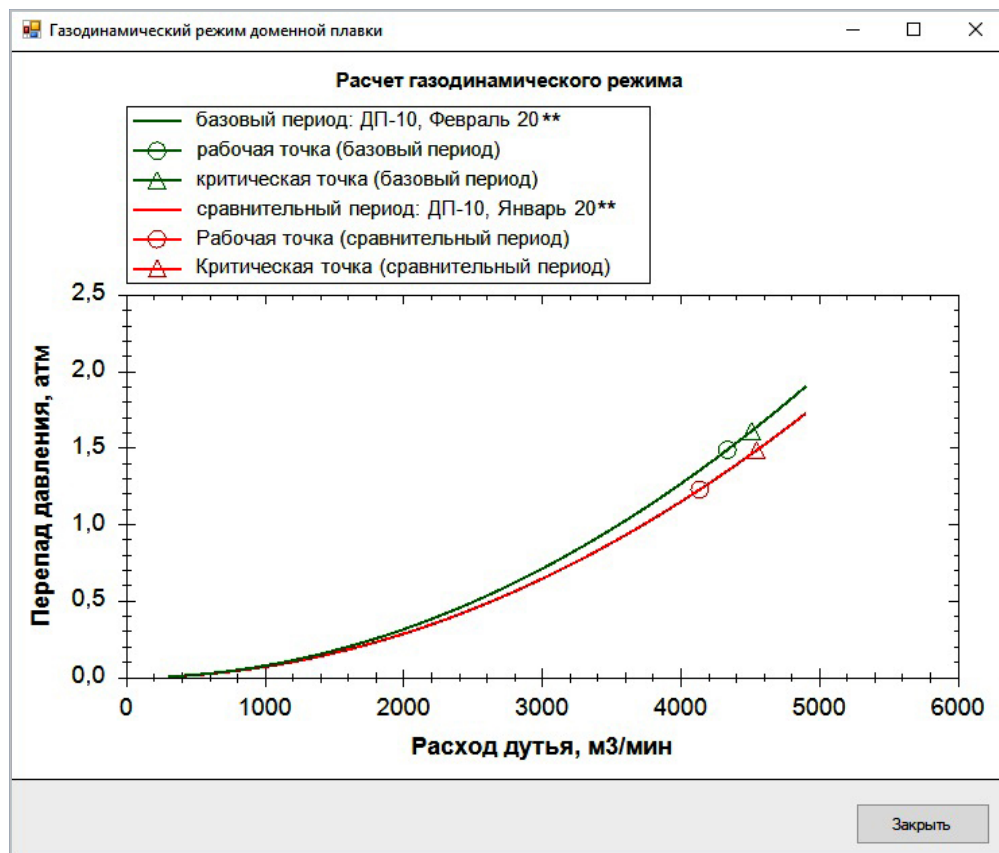


Рис. 4.12. График зависимости перепада давления по высоте доменной печи от расхода дутья для базового и сравнительного периодов работы

Проектный период служит для расчета показателей газодинамического режима работы доменной печи при ручной корректировке отдельных исходных данных. Основной перечень исходных данных пользователь формирует на основе либо базового периода, либо сравнительного. Возможно сопоставление проектных показателей газодинамического режима разных доменных печей за различные отчетные периоды с базовым периодом.

| Предварительный просмотр отчета | | | |
|---|----------------------------|----------------------------------|--------------------------------------|
| АРМ инженерно-технологического персонала доменного цеха ПАО "ММК" | | | |
| Расчет газодинамического режима доменной плавки для базового и сравнительного периодов | | | |
| Базовый период: | Доменная печь № 10 | Февраль 20** | г. |
| Сравнительный период: | Доменная печь № 10 | Январь 20** | г. |
| Исходные данные | | | |
| Наименование параметра, ед. измерения | Величина в базовом периоде | Величина в сравнительном периоде | Отклонение (базовый - сравнительный) |
| Режимные параметры плавки, Производительность, т чугуна/сут. | 5243,571 | 5013,991 | 229,58 |
| Режимные параметры плавки, Удельный расход кокса, кг/т чугуна | 414,4 | 416,7 | -2,3 |
| Режимные параметры плавки, Номинальное время работы, сут. | 28 | 29,41 | -1,41 |
| Режимные параметры плавки, Текущие простои, % к номинальному времени | 0 | 0 | 0 |
| Режимные параметры плавки, Тихий ход, % к номинальному времени | 0 | 0 | 0 |
| Режимные параметры плавки, Уровень засыпи, м | 1,1 | 1,1 | 0 |
| Режимные параметры плавки, Избыточное давление колошникового газа, ати | 1,4 | 1,6 | -0,2 |
| Режимные параметры плавки, Перепад давления общий (расч.), атм | 1,49 | 1,23 | 0,26 |
| Режимные параметры плавки, Перепад давления нижний (расч.), атм | 1,043 | 0,861 | 0,182 |
| Режимные параметры плавки, Перепад давления верхний (расч.), атм | 0,447 | 0,369 | 0,078 |
| Режимные параметры плавки, Избыточное давление горячего дутья, ати | 2,89 | 2,83 | 0,06 |
| Режимные параметры плавки, Потери давления горячего дутья по тракту подачи, % | 10 | 10 | 0 |
| Режимные параметры плавки, Число работающих воздушных фурм, шт | 25 | 25 | 0 |

Рис. 4.13. Окно предварительного просмотра отчета о расчете газодинамического режима в базовом и сравнительном периодах работы доменных печей

Моделирование газодинамического режима доменной плавки возможно провести по исходным данным, которые представлены в специальном окне после выбор меню «Данные/Проектный период». В нижней части окна отображается перечень показателей, которые можно корректировать в проектном периоде (рис. 4.14):

- характеристики ЖРМ — расход компонентов, кг/т чугуна; содержание Fe в компонентах, %; фракция более 25 мм, %; фракция 10–25 мм, %; фракция 5–10 мм, %; фракция менее 5 мм, %;

- фракционный состав кокса — фракция более 80 мм, %; фракция 60–80 мм, %; фракция 40–60 мм, %; фракция 25–40 мм, %; фракция менее 25 мм, %;
- параметры комбинированного дутья — расход природного газа, м³/т чугуна; содержание кислорода в дутье, %; температура дутья, °С; влажность дутья, г/м³;
- уровень засыпи, м.

Рис. 4.14. Окно корректировки исходных данных для расчета газодинамики в проектном периоде

После нажатия кнопки «Расчет и сопоставление», в окне отображаются результаты модельной оценки показателей газодинамического режима. Для удобства восприятия приведены результаты расчета аналогичных показателей для базового периода работы печи. Величины для проектного периода, которые отличаются от расчетных величин для базового периода, на экране отображаются красным цветом шрифта.

На вкладке «Влияние факторов в проектном периоде» отображаются результаты расчета перепадов давления по высоте печи (нижнего, верхнего и общего), расхода дутья, производительности и удельного расхода кокса в зависимости от выбранных технологических мероприятий (факторов) в проектном периоде (рис. 4.15).

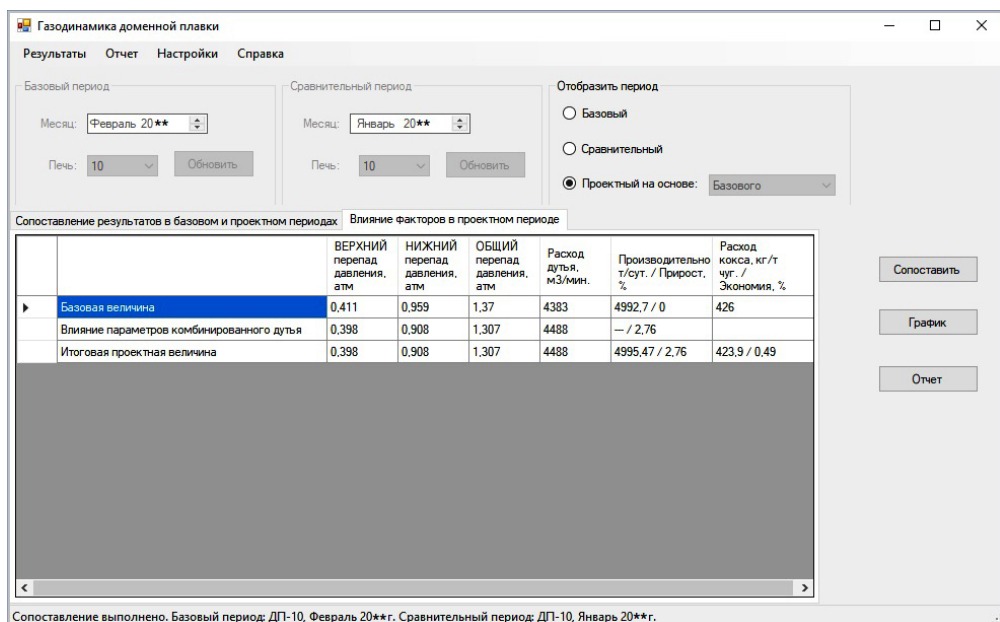


Рис. 4.15. Результаты расчета влияния факторов в проектном периоде работы доменной печи

Корректировка параметров настройки программы осуществляется после выбора пользователем пункта главного меню «Настройки». Подпункт меню «Настройки/Корректировочные коэффициенты на расход кокса» (рис. 4.16) предоставляет пользователю возможность просмотреть и при необходимости изменить корректировочные коэффициенты пофакторного счета, характеризующие влияние условий плавки на удельный расход кокса.

Подпункт меню «Настройки/Корректировочные коэффициенты на производительность» (рис. 4.17) предоставляет пользователю возможность просмотреть и при необходимости изменить корректировочные коэффициенты пофакторного счета, характеризующие влияние условий плавки на производительность доменной печи.

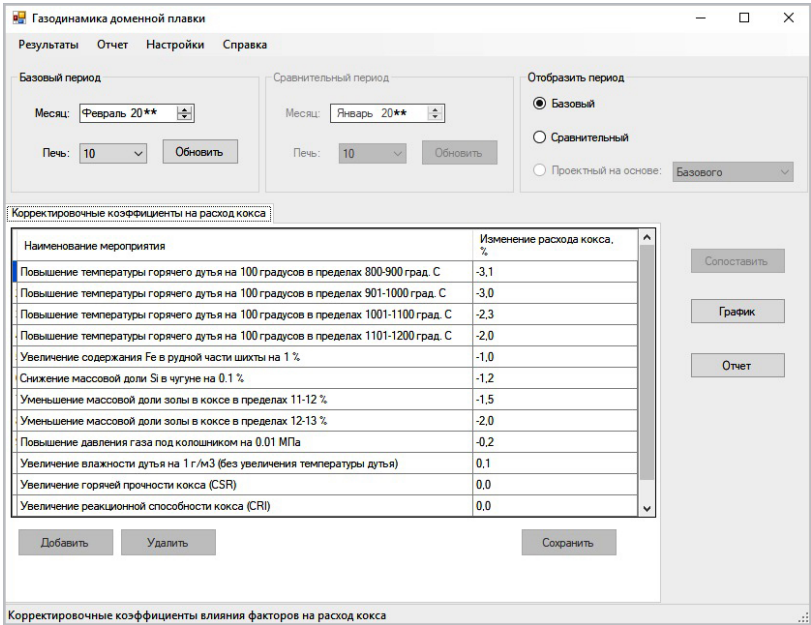


Рис. 4.16. Окно корректировки коэффициентов влияния технологических мероприятий на удельный расход кокса

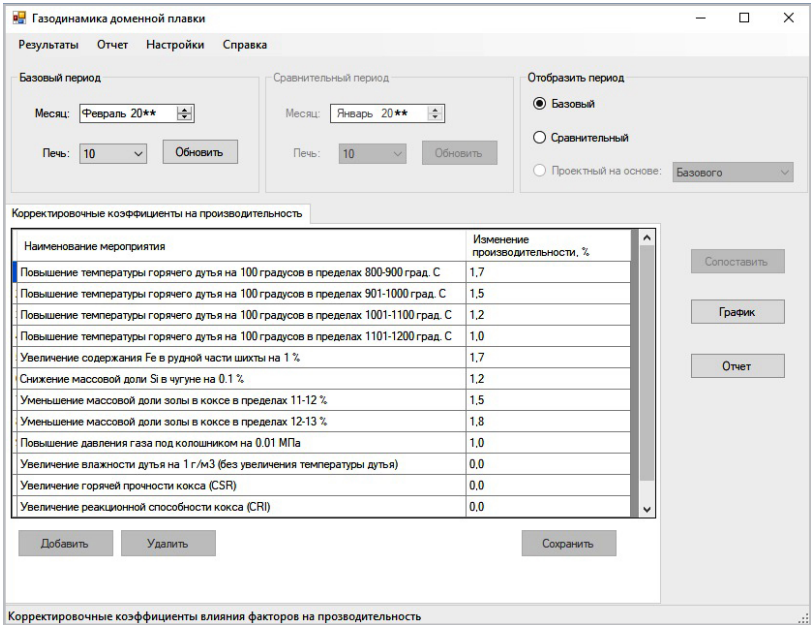


Рис. 4.17. Окно корректировки коэффициентов влияния технологических мероприятий на производительность доменной печи

В программе предусмотрена возможность ручной настройки вывода показателей в отчет, которая доступна в меню «Настройки/Настройка показателей в отчет». В появившемся окне (рис. 4.18) в виде таблиц отображены две группы показателей — исходные данные и результаты. Напротив каждого показателя установлен флажок, который пользователь при необходимости может снять. В последнем случае показатель в отчете отображаться не будет. Для облегчения множественного выбора, пользователь может воспользоваться кнопками «Все» и «Очистить». Нажатие кнопки «Все» помечает сразу все показатели, а кнопка «Очистить» быстро снимает все флажки. Последний установленный набор показателей запоминается при выходе из программы и будет действовать при следующем сеансе работы пользователя с программой.

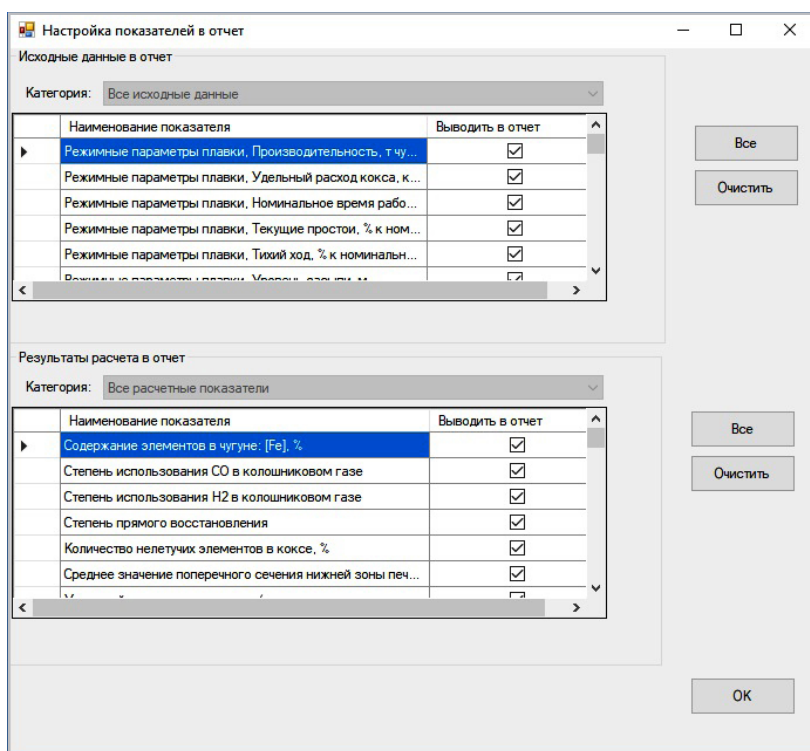


Рис. 4.18. Окно настройки вывода показателей в отчет

Программный модуль расчета шлакового режима доменной плавки предназначен для решения технологических задач по оценке шлакового режима доменной плавки. После вызова программы активизирует-

ся основная экранная форма (рис. 4.19), на которой пользователь после выбора по календарю отчетного месяца и номера доменной печи с помощью кнопки «Обновить» может отобразить результаты расчета газодинамики для одного из периодов плавки — базового, сравнительного или проектного, а также корректно завершить выполнение программы. В верхней части формы отображено главное меню программы, которое включает следующие пункты: «Результаты», «Отчет», «Настройки» и «Справка».

| Наименование параметра, ед.измерения | Величина |
|---|----------|
| Содержание S в расчетном шлаке, % | 0,64 |
| Основность шлака по его расчетному составу: (CaO/SiO ₂) | 1,06 |
| Основность шлака по его расчетному составу: (CaO+MgO)/SiO ₂ | 1,26 |
| Основность шлака по его расчетному составу: (CaO+MgO)/(SiO ₂ +Al ₂ O ₃) | 1 |
| — Свойства конечного расчетного шлака | |
| Коэффициент α в уравнении обобщенной основности расчетного шлака | 0,75 |
| Обобщенная основность расчетного шлака (по Куликову) | 1,2 |
| Содержание CaO в трехкомпонентной системе CaO*SiO ₂ *Al ₂ O ₃ расчетного шлака, % | 45,74 |
| Содержание SiO ₂ в трехкомпонентной системе CaO*SiO ₂ *Al ₂ O ₃ расчетного шлака, % | 43,26 |
| Содержание Al ₂ O ₃ в трехкомпонентной системе CaO*SiO ₂ *Al ₂ O ₃ расчетного шлака, % | 11 |
| Вязкость расчетного шлака при температуре 1400°C, пуаз | 7,251 |
| Вязкость расчетного шлака при температуре 1500°C, пуаз | 3,599 |
| Вязкость шлака при рабочей температуре шлака, пуаз | 3,29 |
| Температура, при которой вязкость расчетного шлака составляет 7 пуаз, °C | 1404 |
| Температура, при которой вязкость расчетного шлака составляет 25 пуаз, °C | 1289 |
| Температура расчетного шлака, °C | 1520 |
| Градиент вязкости расчетного шлака в диапазоне 7-25 пуаз, пуаз/°C | 0,156 |
| Градиент вязкости расчетного шлака в диапазоне 1400-1500 °C, пуаз/°C | 3,651 |

Рис. 4.19. Главная форма программного модуля «Расчет шлакового режима доменной плавки»

Подпункты меню «Результаты» позволяют отобразить в численном и графическом виде расчетные показатели шлакового режима доменной плавки. Можно увидеть результаты как для базового периода работы печи, так и для сравнительного и их сопоставить. Конкретные

даты отчетных периодов (базового и сравнительного) пользователь выбирает на главной форме с помощью календаря, а номер доменной печи — с помощью выпадающего списка работающих в этот период печей. Графическая визуализация отображает политермы вязкости шлака (зависимость вязкости шлака от его температуры) для выбранного периода.

Пункт меню «Отчет» дает возможность пользователю сформировать отчетный документ по итогам расчетов в бумажном варианте и предварительно просмотреть его на экране. Дополнительной возможностью является настройка вывода в отчет графика политермы вязкости шлака и коэффициентов пофакторного счета, которая осуществляется с помощью установки либо снятия флажков в соответствующих подпунктах меню.

С использованием меню «Настройки» пользователь может на отдельной форме корректировать коэффициенты пофакторного счета, учитывающих влияние различных технологических мероприятий на производительность печи и удельный расход кокса. Предусмотрена корректировка граничных значений коэффициентов для диагностики шлака.

В меню «Справка» приведены подпункты для вызова файла справочного руководства пользователя, а также формы со сведениями по программе.

После загрузки пользовательской формы программного модуля, на экране будут отражены отчетные данные для базового периода работы доменной печи, которые автоматически считываются из базы данных центра АСУ «ММК» за предыдущий месяц. Отчетные данные в базе формируются специалистами инженерно-технологический группы доменного цеха ежемесячно с помощью программного модуля «Технический отчет доменного цеха».

Пользователь программы в любой момент может сменить базовый отчетный период с помощью календаря. При этом автоматически произойдет заполнение списка работающих в этот период доменных печей и активизируется кнопка «Обновить», с помощью которой пользователь может загрузить данные на вкладку «Базовый период» (см. рис. 4.19).

Чтобы увидеть политерму вязкости шлака, пользователю надо выбрать пункт меню «Результаты/Политерма вязкости шлака в базовый период». В появившемся окне, рядом с графиком, отображаются основные количественные параметры шлака: химический состав (фактический и расчетный), градиенты вязкости в диапазоне 7–25 пуаз

и температурном интервале 1400–1500 °С, а также два значения температуры шлака — при вязкости 7 пуаз и 25 пуаз (рис. 4.20).

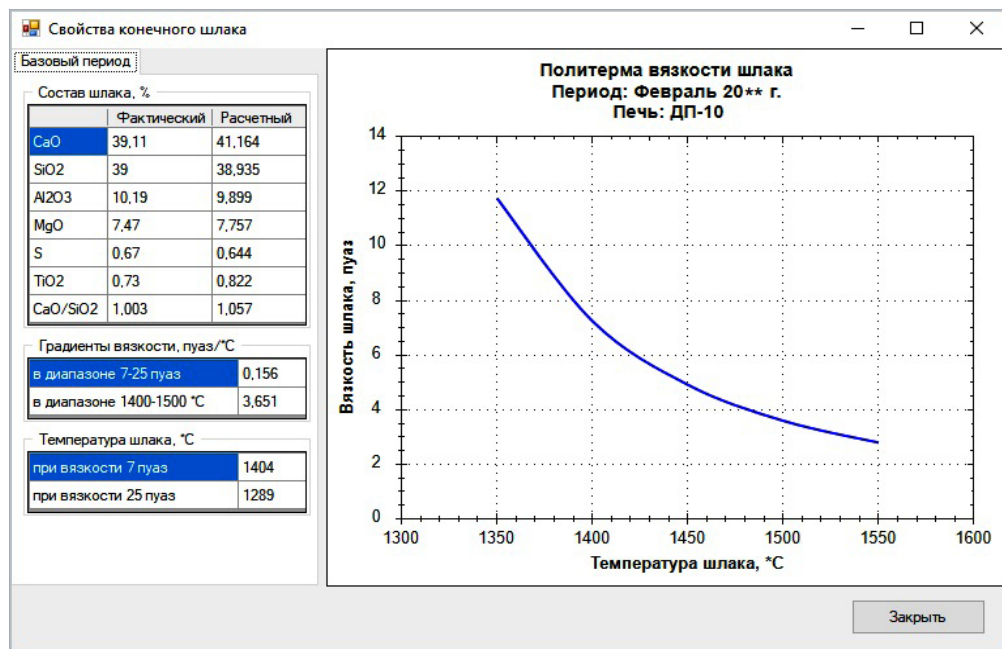


Рис. 4.20. Политерма вязкости шлака для базового периода работы доменной печи

Формирование отчета по итогам расчета шлакового режима в базовом периоде работы доменной печи производится с помощью выбора подпункта меню «Отчет/Базовый период». Предварительный вид отчета появляется в окне (рис. 4.21).

Сравнительный период служит для сопоставления показателей шлакового режима работы доменной печи с аналогичными показателями в базовом периоде. После загрузки данных сравнительного периода, у пользователя появляется возможность сопоставления показателей шлакового режима двух периодов — базового и сравнительного. Это можно сделать с помощью кнопки «Расчет и сопоставление», а также с помощью выбора пункта меню «Результаты/Показатели в базовый и сравнительный периоды». Фрагмент результатов сопоставления показателей в численном виде представлен на рис. 4.22. В таблице указан перечень показателей, в отдельных колонках представлены численные значения показателей для базового и проектного периодов, а также отклонения базовых величин от проектных.

Предварительный просмотр отчета для базового периода работы доменной печи

АРМ инженерно-технологического персонала доменного цеха ПАО "ММК"

Расчет шлакового режима доменной плавки для базового периода работы
Печь: ДП-10. Отчетный период: Февраль 20 г.**

Показатели работы печи

| Наименование показателя, ед. измерения | Величина |
|--|----------|
| Производительность печи, т/сут. | 5244 |
| Удельный расход кокса, кг/т чугуна | 414,4 |
| Выход шлака (фактический), кг/т чугуна | 326,1 |
| Расход Fe из рудной части шихты, кг/т чугуна | 960,9 |
| Масса шихты, кг/т чугуна | 1654,1 |
| Содержание Fe в железорудной части шихты, % | 54,74 |
| Содержание Fe в рудной части шихты, % | 54,74 |
| Выход колошниковой пыли, кг/т чугуна | 10,1 |
| Параметры дутья: | |
| давление, атм | 2,89 |
| температура, °C | 968 |
| влажность, г/м³ | 0 |
| содержание кислорода, % | 28,6 |
| расход природного газа, м³/т чугуна | 120,9 |
| Температуры, °C: | |
| чугуна | 1470 |

Рис. 4.21. Окно предварительного просмотра отчета для базового периода

Шлаковый режим доменной плавки

Результаты Отчет Настройки Справка

Базовый период: Месяц: Февраль 20** Печь: ДП-10 Обновить

Сравнительный период: Месяц: Январь 20** Печь: ДП-10 Обновить

Отобразить период:
☐ Базовый
☒ Сравнительный
☐ Проектный на основе: Базового

Сопоставление результатов в базовом и сравнительном периодах

| Наименование показателя, ед. измерения | Величина (базовый период) | Величина (сравнительный период) | Отклонение (базовый-сравнительный) |
|--|---------------------------|---------------------------------|------------------------------------|
| Производительность печи, т/сут. | 5244 | 5014 | 230 |
| Удельный расход кокса, кг/т чугуна | 414,4 | 416,7 | -2,3 |
| Выход шлака (фактический), кг/т чугуна | 326,1 | 328,6 | -2,5 |
| Расход Fe из рудной части шихты, кг/т чугуна | 960,9 | 961,3 | -0,4 |
| Масса шихты, кг/т чугуна | 1654,1 | 1658,3 | -4,2 |
| Содержание Fe в железорудной части шихты, % | 54,74 | 58,3 | -3,56 |
| Содержание Fe в рудной части шихты, % | 54,74 | 58,3 | -3,56 |
| Выход колошниковой пыли, кг/т чугуна | 10,1 | 9,6 | 0,5 |
| Параметры дутья: | | | |
| давление, атм | 2,89 | 2,83 | 0,06 |
| температура, °C | 968 | 966 | 2 |
| влажность, г/м³ | 0 | 1,3 | -1,3 |
| содержание кислорода, % | 28,6 | 28,8 | -0,2 |
| расход природного газа, м³/т чугуна | 120,9 | 125,7 | -4,8 |
| Температуры, °C: | | | |
| чугуна | 1470 | 1470 | 0 |
| шлака (расчетная) | 1520 | 1522 | -2 |

Сопоставить График Отчет

Сопоставление выполнено. Базовый период - Февраль 20** г. Печь: ДП-10. Сравнительный период - Январь 20** г. Печь: ДП-10

Рис. 4.22. Окно сопоставления показателей шлакового режима в базовом и сравнительном периодах работы доменной печи

Чтобы сопоставить политермы вязкости шлака в базовом и сравнительном периодах, пользователю надо выбрать пункт меню «Результаты/Сопоставление политерм вязкости шлака». В отдельном окне отображены две политермы, а рядом с графиком, в закладках «Базовый период» и «Сравнительный период», отображаются основные количественные показатели шлака: химический состав (фактический и расчетный), градиенты вязкости в диапазоне 7–25 пуаз и температурном интервале 1400–1500 °С, а также два значения температуры шлака — при вязкости 7 пуаз и 25 пуаз (рис. 4.23).

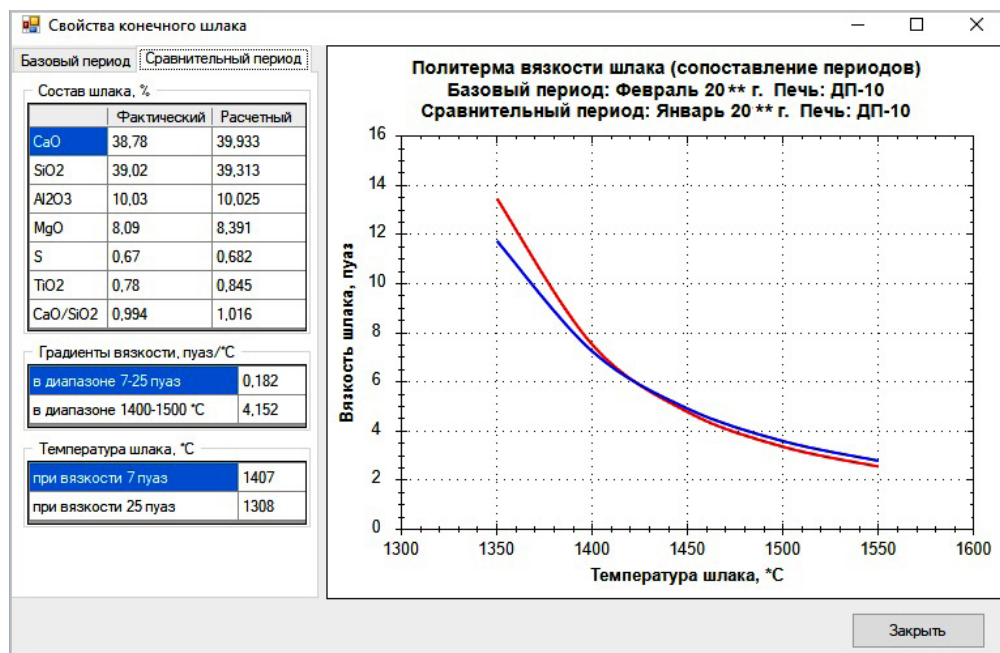


Рис. 4.23. Отображение политерм вязкости шлака для базового и проектного периодов

Пользователь может сформировать отчет по итогам расчета шлакового режима в базовом и проектном периодах работы доменных печей с помощью меню «Отчет/Сопоставление периодов». Предварительный вид отчета появляется в отдельном окне (рис. 4.24). В колонках таблицы представлены значения показателей в базовом и сравнительном периодах работы доменных печей, в отдельной колонке отражено отклонение величин соответствующего показателя. Перечень выводимых в отчет показателей аналогичен списку показателей в базовом периоде.

| Предварительный просмотр отчета для базового и сравнительного периодов работы доменной печи | | | |
|---|----------------------------|----------------------------------|--------------------------|
| АРМ инженерно-технологического персонала доменного цеха ПАО "ММК" | | | |
| Расчет шлакового режима доменной плавки для сопоставления базового и сравнительного периодов работы Базовый период: Февраль 20** г. Печь: ДП-10. Сравнительный период: Январь 20** г. Печь: ДП-10. | | | |
| Показатели работы печи | | | |
| Наименование показателя, ед. измерения | Величина в базовом периоде | Величина в сравнительном периоде | Отклонение (база-сравн.) |
| Производительность печи, т/сут. | 5244 | 5014 | 230 |
| Удельный расход кокса, кг/т чугу. | 414,4 | 416,7 | -2,3 |
| Выход шлака (фактический), кг/т чугу. | 326,1 | 328,6 | -2,5 |
| Расход Fe из рудной части шихты, кг/т чугу. | 960,9 | 961,3 | -0,4 |
| Масса шихты, кг/т чугу. | 1654,1 | 1658,3 | -4,2 |
| Содержание Fe в железорудной части шихты, % | 54,74 | 58,3 | -3,56 |
| Содержание Fe в рудной части шихты, % | 54,74 | 58,3 | -3,56 |
| Выход колошниковой пыли, кг/т чугу. | 10,1 | 9,6 | 0,5 |
| Параметры дутья: | | | |
| давление, ати | 2,89 | 2,83 | 0,06 |
| температура, °С | 968 | 966 | 2 |
| влажность, г/м3 | 0 | 1,3 | -1,3 |
| содержание кислорода, % | 28,6 | 28,8 | -0,2 |
| расход природного газа, м3/т чугу. | 120,9 | 125,7 | -4,8 |

Рис. 4.24. Окно предварительного просмотра отчета о расчете шлакового режима в базовом и сравнительном периодах работы доменных печей

Проектный период служит для расчета показателей шлакового режима работы доменной печи при ручной корректировке отдельных исходных данных (рис. 4.25). Основной перечень исходных данных пользователь формирует на основе либо базового периода, либо сравнительного. Возможно сопоставление проектных показателей шлакового режима разных доменных печей разных отчетных периодов с базовым периодом.

После формирования исходных данных проектного периода необходимо нажать кнопку «Сопоставить», после чего на экране отобразятся результаты расчета показателей шлакового режима, а в главном меню станут доступными пункты меню, отвечающие за представление численных и графических результатов, а также формирование отчета.

Рис. 4.25. Окно корректировки исходных данных для расчета шлакового режима в проектном периоде

Корректировка параметров настройки программы осуществляется после выбора пользователем пункта главного меню «Настройки». В появившемся окне пользователю предоставлена возможность просмотреть и при необходимости изменить корректировочные коэффициенты пофакторного счета, характеризующие влияние условий плавки на ее показатели (удельный расход кокса и производительность печи). Введенные величины автоматически сохраняются в централизованной базе данных предприятия и в дальнейшем используются также в подсистемах оценки теплового состояния и газодинамики доменных печей.

Таким образом, использованный подход и рассмотренные закономерности моделирования теплообмена, газодинамического и шлакового режимов доменной плавки позволили создать соответствующую

щее математическое, алгоритмическое и программное обеспечение комплекса информационно-моделирующих систем доменного производства, адаптированное к условиям реально действующего металлургического предприятия. Разработанный интегрированный пакет прикладных программ используется инженерно-технологическим персоналом при анализе и прогнозировании производственных ситуаций доменного цеха, решении комплекса технологических задач по управлению технологией выплавки чугуна, что способствует повышению технико-экономических показателей доменного производства.

Глава 5.

Теплофизические закономерности процессов в шахтных печах ваграночного типа (на примере чугунолитейных вагранок)

Из всего многообразия шахтных печей, используемых в промышленности, в отдельную группу можно выделить печи ваграночного типа. Их конструкция отличается ограниченной высотой рабочего пространства (не более 5–18 м), диаметром горизонтального сечения используемого слоя (не более 2,0–3,0 м), невысокой скоростью движения подаваемых воздушных потоков (не более 35–50 м/с), низкой глубиной кристаллохимических преобразований исходных материалов. В настоящее время в России около 40 % объема жидкого металла в литейном производстве получают в чугунолитейных вагранках. Эксплуатируемые более 200 вагранок минераловатного производства позволяют производить свыше 90 % общего объема расплава при изготовлении теплоизоляционных материалов. В шахтных печах ваграночного типа производят более 35 млн т извести. Доля различных металлов, получаемых в шахтных плавильных печах цветной металлургии, превышает 30 %.

Шахтные печи ваграночного типа получили широкое распространение в различных отраслях промышленности из-за возможности обеспечения удельной производительности по конечному продукту до 100–150 т/м² в сутки, низкого уровня эксплуатационных затрат, слабой зависимости технико-экономических показателей этих печей от вида исходного сырья. К этому следует добавить то, что благодаря особенностям работы шахтных печей ваграночного типа, обеспечивается высокая степень использования тепла, достигающая 60–70 %, а также пониженный объем газообразных выбросов на единицу выпускаемой продукции. При этом управление их тепловым и газодинамиче-

ским режимами отличается относительной простотой в сравнении, например, с доменными печами.

Согласно принятой классификации, шахтные печи ваграночного типа относятся к печам-теплогенераторам, в которых необходимая для осуществления технологического процесса теплота выделяется при горении твердых видов топлива — кокса, антрацита, тощих углей. Кокс является наиболее распространенным видом топлива для таких печей. В некоторых случаях, при относительно низких температурах тепловой обработки (до 500 °С), тепловая энергия поставляется в печь за счет физической теплоты горячего воздуха, нагрев которого осуществляется в теплообменных аппаратах рекуперативного или регенеративного типов.

В вагранках реализуется противоточный режим движения газа и шихты. Благодаря интенсивному развитию тепломассообменных процессов по высоте столба шихтовых материалов и достаточному времени контакта между газом и шихтой, обеспечиваются широкие возможности изменения производительности печей при минимизации энергетических затрат. При противоточной схеме теплообмена и фурменной подаче дутья, образующееся температурное поле газа и шихты по высоте столба шихтовых материалов определяется по соотношению теплоемкостей потоков газа и шихты, которое устанавливается в соответствии с расходом шихты и газа и теплофизическими характеристиками этих составляющих. В определенной мере теплофизические характеристики таких агрегатов зависят от степени развития теплообменных и физико-химических процессов в рабочем пространстве печи, а особенно от степени неравномерности распределения газа по горизонтальному сечению. Уровень интенсификации процессов теплообмена между газом и шихтой существенно зависит от площади контакта газа с каждым куском шихты. Чем равномернее распределены по сечению печи потоки газа и твердых материалов, тем активнее осуществляется нагрев шихты и развиваются в ее компонентах физико-химические процессы, тем эффективнее по технико-экономическим показателям оказывается работа шахтной печи.

По технологическому назначению шахтные печи ваграночного типа классифицируются:

- на сушильные с рабочей температурой не выше 500 °С — предназначены для удаления влаги, термического разложения ком-

понентов шихты или твердофазного уплотнения. В этих печах определяющим видом теплообмена между газом и компонентами шихты является конвекция. Тепловые потоки от газа к кускам шихты обеспечивают мягкий их нагрев, без существенного изменения формы нагреваемых материалов. Стремление интенсифицировать условия нагрева шихты за счет повышения температуры газа и, как следствие, скоростей нагрева нарушает требуемое развитие процессов теплообмена и ухудшает потребительские свойства получаемого продукта;

- обжиговые с температурой нагрева — обеспечивают термическое разложение гидратов, карбонатов, но не допускают начала интенсивного расплавления легкоплавких шихтовых компонентов;
- плавильные. В этих печах температура газа достигает или превышает температуру начала интенсивного образования жидкой фазы, благодаря чему в печах последовательно развиваются и до некоторой степени завершаются процессы восстановления, окисления, а также протекают процессы твердо- и жидкофазного спекания с формированием новых минеральных композиций. В таких печах тепловая обработка шихты обеспечивает плавление и перегрев металлических и минеральных компонентов. Соотношение между этими частями зависит от вида получаемого жидкого продукта — чугуна или минерального расплава.

В шахтных печах, предназначенных для выплавки чугунов различного состава (чугунолитейных вагранках), нагрев шихты осуществляется до температуры выше температуры плавления самого тугоплавкого компонента. При этом образуется конечный расплавленный продукт с заданным химическим составом и требуемой вязкостью (подвижностью). Благодаря достаточно совершенной схеме теплообмена, чугунолитейные вагранки получили широкое распространение, особенно на машиностроительных заводах.

В соответствии с требованиями Ростехнадзора, работа всех вагранок должна осуществляться при организованном отводе ваграночных газов с их очисткой от продуктов неполного горения и пыли. Такие вагранки получили название «чугунолитейные вагранки закрытого типа».

5.1. Metallurgical bases of pig iron casting in ladles

Современная вагранка для получения чугуна (рис. 5.1) представляет собой вертикальную шахту круглого или овального сечения, поперечный размер которой в значительной степени определяет производительность агрегата по расплаву. По ее высоте конструктивно можно выделить две основные части: горн *1* — от подины до оси нижнего ряда фурм *3* и шахту *10* — от нижнего ряда фурм до засыпного аппарата. Важной характеристикой вагранки является полезная высота, оцениваемая по расстоянию от оси нижнего ряда фурм до уровня засыпки (рис. 5.1, «верхний уровень загрузки шихты»). В слое шихты, объем которой сосредоточен в пределах полезной высоты вагранки, протекают практически все тепло- и массообменные процессы, свойственные технологии выплавки литейного чугуна. Часть горна вагранки, которая располагается от подины до уровня выше фурм на 150–200 мм, в рабочем состоянии всегда заполнена коксом, объем которого составляет холостую коксовую колошу. В верхней части холостой колоши сосредоточены процессы горения кокса. Устойчивость процесса горения обеспечивается путем подачи в эту область вагранки воздуха (кислорода), для чего по периметру печи устанавливают фурмы *3* на расстоянии 650–700 мм от уровня подины горна. Число рядов фурм по высоте агрегата может достигать трех. Фурмы обеспечивают распределение воздушного дутья по горизонтальному сечению печи.

Количество, размеры и расположение фурменных устройств зависят от вида исходного сырья и требований технологии по производительности, расходу кокса, уровню температуры перегрева чугуна и др. Воздух для горения топлива поступает в распределительный кольцевой коллектор *4* и далее по опускным трубам в фурменные устройства *3*. При работе вагранки используют либо холодное воздушное дутье, либо его нагревают до 300 °С в теплообменниках, встроенных в газоотводящий канал. Наиболее эффективно нагрев дутья осуществляют в отдельно стоящем подогревателе с использованием очищенных от пыли ваграночных газов или природного газа.

Отвод ваграночных газов из рабочего пространства осуществляется через боковой газоотводящий канал *13* в систему газоочистки либо непосредственно в окружающее пространство через вертикальную трубу с искрогасителем. Отводимые из рабочего пространства газы отли-

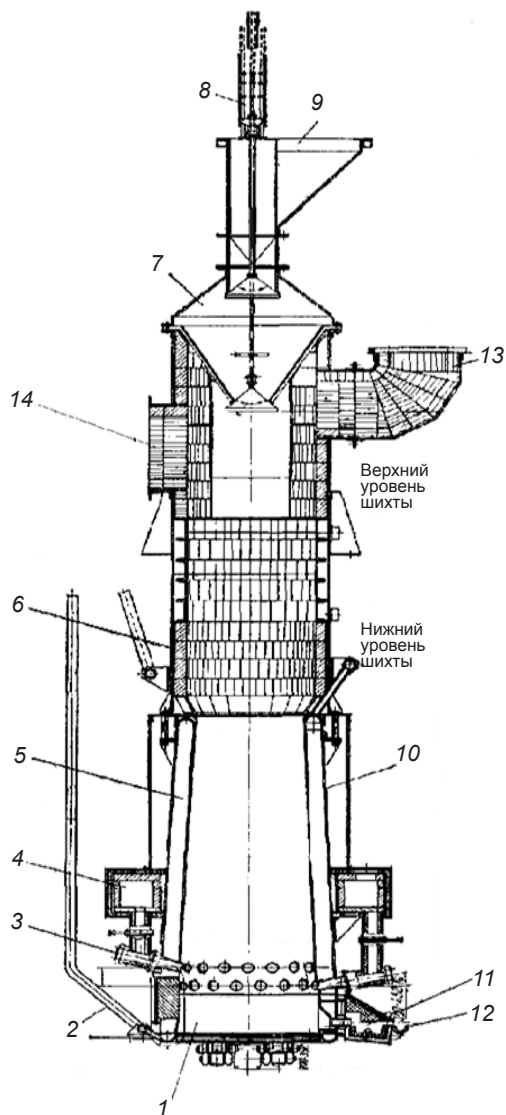


Рис. 5.1. Конструкция чугунолитейной вагранки закрытого типа:

1 — горн; 2 — трубопровод для подачи воды в водяную рубашку; 3 — фурмы; 4 — распределительный воздушный коллектор; 5 — водяная рубашка; 6 — загрузочная шахта; 7 — конусный затвор; 8 — механизм открывания конусного затвора; 9 — загрузочный лоток сырья и кокса; 10 — шахта; 11 — копыльник; 12 — разливочный лоток; 13 — газоотводящий канал; 14 — предохранительный клапан

чаются высоким содержанием пыли (до $2\text{--}10\text{ г/м}^3$) и значительной концентрацией таких газовых компонентов, как монооксид углерода (до 25 %), сернистый ангидрид (до 0,3—0,6 %). В газе также содержится водород, концентрация которого изменяется в пределах 2—4 %. В современных условиях с высокими требованиями к охране окружающей среды и экономией топливно-энергетических ресурсов такое положение недопустимо. Поэтому все вновь сооружаемые чугунолитейные вагранки оснащаются эффективными системами очистки и дожигания газов, а также установками, утилизирующими тепло отходящих газов. Так, при работе вагранки в закрытом режиме рабочий пространства, покидающий ее газ подвергают очистке от пылевых компонентов, после чего газ сжигают либо в самом газоотводящем канале 13, используя для этого горелки инжекционного типа, либо в топке отдельного воздухоподогревателя. Очищенный от пыли и горючих компонентов ваграночный газ охлаждают в подогревателе воздушного дутья до температуры $200\text{ }^{\circ}\text{C}$, после чего сбрасывают в атмосферу.

Безаварийный режим работы вагранки закрытого типа, исключая возможность взрыва ваграночного газа при его контакте с кислородом атмосферы, обеспечивается за счет установки конусного затвора 7 и механизма его открывания 8. Для экстренного сброса ваграночного газа в атмосферу устанавливают дополнительную вертикальную трубу с искрогасителем, отделенную от рабочего пространства специальным клапаном 14.

Загружаемые компоненты шихты состоят из чугуна (литейного и перелитейного), чугуна и стального лома, флюсов (не более 2–3 % от массы исходной шихты) и кокса. Размер кусков загружаемого кокса может колебаться в пределах 40–150 мм. Загрузку шихты в рабочее пространство печи осуществляют путем подачи шихтовых материалов из расходных бункеров с помощью конвейеров или скипового подъемника к загрузочному лотку 9. Конусный затвор 7, управляемый механизмом открывания, обеспечивает порционную загрузку шихтовых материалов в печь. Каждую порцию (колошу) металлического сырья и кокса укладывают в рабочем пространстве шахты вагранки порционными слоями, чередуя с металлической составляющей и коксом.

Существуют вагранки, для загрузки которых используют бадьи с открывающимся дном. Такие бадьи при загрузке шихты устанавливаются над расположенным в боковой стенке вагранки или непосредственно над шахтой специальным окном. В вагранках закрытого типа загрузка исходных материалов производится, как правило, через центральную шахту с применением газодинамического затвора между рабочим пространством и внешней средой или с применением специального шлюзового устройства.

Для уменьшения неравномерности распределения шихты, по горизонтальному сечению шахты вагранки, ниже загрузочного люка, крепится водоохлаждаемый распределитель шихты воронкообразного типа. Для наилучшей организации отвода всех газов верхняя часть вагранки выполняется герметичной. Это достигается путем использования различного вида шлюзовых устройств. По мере расплавления твердых компонентов, сгорания кокса, выпуска чугуна и шлака, слой шихты движется вниз и в печь загружают новые порции металлических компонентов, топлива и флюса. При этом уровень слоя шихты не поднимают выше «верхнего уровня шихты» и не допускают его снижения ниже «нижнего уровня шихты» (см. рис. 5.1). При движении шихты от колошника до уровня фурм, она, подвергаясь нагреву

восходящим потоком газа, проходит технологические (температурные) зоны: сушки, подогрева, термического разложения, плавления, перегрева. По характеру развития физико-химических процессов, в слое шихты выделяют окислительную и восстановительную зоны: первая связана с горением кокса, вторая — с восстановлением образованного при этом диоксида углерода коксом при более низких температурах.

Перемещение твердых компонентов шихты от колошника в вертикальном направлении происходит под действием сил тяжести, которые частично уравниваются силами трения, а также подъемной силой восходящего газового потока.

Различие скоростей опускания исходных материалов по слою приводит к изменению времени достижения различными компонентами шихты горна вагранки. При этом происходит перемешивание их между собой с преимущественным движением мелких и крупных частиц у стен вагранки. Такому процессу способствует расширение внутреннего горизонтального размера рабочего пространства в нижней его части. Образующийся разрыхленный слой материалов у стен шахты содержит повышенное количество кокса и крупных компонентов шихты. Чем ближе к центру печи располагаются куски материалов, тем ниже их температура и меньше глубина термохимических преобразований. При малом газодинамическом сопротивлении слоя и высоких скоростях подачи воздушного дутья, создаются условия для преимущественного движения газов в центральной части агрегата (центральный ход), что снижает производительность агрегата и увеличивает непроизводительный расход топлива.

В местах контактов кусков твердой шихты, по мере их нагрева, появляется жидкая фаза, которая способствует их слипанию за счет сил поверхностного натяжения расплава. Это приводит к возрастанию вертикальных усилий в слое. Чем больше интервал температур между началом и завершением процесса расплавления шихты, тем на большей высоте печи присутствует область размягченных компонентов. Она характеризуется значительным газодинамическим сопротивлением из-за уменьшения размеров каналов и пустот между кусками, что ухудшает равномерность газораспределения и снижает производительность агрегата. Капли расплава с поверхности кусочков шихты под действием собственного веса стекают по поверхности кокса в межкусковое пространство, благодаря чему происходит разрыхление слоя и изменяется его порозность. В общем случае порозность

слоя зависит от физико-механических характеристик отдельных его элементов (плотности, коэффициентов формы компонентов шихты, трения при движении шихты и газа, модуля упругости и т. п.). Следует подчеркнуть, что условия образования и движения жидкой фазы в слое, условия выпуска металла и шлака оказывают влияние на газодинамику всего слоя. При этом развитие газодинамических процессов и их влияние на развитие процессов тепломассообмена в слое шихты наиболее существенно зависит от конструкции и расположения выпускной летки.

Образующийся расплав поступает в горн вагранки, где происходит его накопление, перегрев и разделение на металлическую и шлаковую фазы. При этом каждая из них выравнивается по составу и температуре. В некоторых случаях накопление расплава для дальнейшего его использования может быть также организовано в примыкающем к боковой стороне горна копильнике (огнеупорная камера), обогреваемом газом или электроэнергией. При отсутствии копильника, продукты плавки накапливаются в горне и их выпуск через боковую летку осуществляется периодически. В вагранках с копильником продукты плавки непрерывно сливают в копильник, где происходит их разделение по удельному весу на чугун и шлак с последующим периодическим выпуском через отдельные боковые летки.

Переход твердых материалов в жидкое состояние увеличивает скорость их движения к горну и тем больше, чем выше текучесть (ниже вязкость) и температура получаемого расплава. Поэтому жидкая фаза, образуемая в периферийной зоне печи, имеющей более высокую температуру, перемещается с большей скоростью, формируя зоны повышенной порозности. Количество и свойства расплава оказывают существенное влияние на температуру в горне и на распределение газа по сечению вагранки. Это влияние зависит от температуры плавления исходных компонентов, а также от количества образующейся жидкой фазы и ее вязкости. Формируемые при этом перед фурмами эллипсоиды разрыхления шихтовых компонентов способствуют увеличению порозности слоя и, как следствие, приводят к снижению перепада давления между колошником и горном.

Время пребывания шихтовых материалов в области повышенных температур зависит от конструктивных особенностей вагранки и технологии выплавки чугуна. В простейшем случае это время находится в пределах 30 мин — 1,5 ч при средней скорости опускания шихты

70–190 мм/мин. Однако по горизонтальному сечению печи скорости движения шихты к фурмам по своим значениям могут существенно отличаться. Различие условий движения материалов по сечению агрегата зависит от гранулометрического состава компонентов шихты и условий движения газовой среды. С увеличением расхода воздушного дутья, производительность вагранки повышается при одновременном снижении активного веса материалов. Кроме того, движущийся поток газа оказывает значительное влияние и на тепловое состояние фурменной зоны. Поступление дополнительной теплоты в слой с подогретым воздушным дутьем обеспечивает сокращение протяженности этой области и повышение температуры в ней. В тех случаях, когда в ваграночной шихте в качестве основного вида топлива используется кокс, тепловой режим нагрева всего слоя определяют параметры окислительной зоны. Такими параметрами являются протяженность зоны в вертикальном и горизонтальном направлениях. Обычно с повышением расхода дутья объем окислительной зоны увеличивается. При этом улучшается динамика циркуляции материалов в прифурменном слое шихты. В условиях подачи холодного воздушного дутья и перехода газодинамического режима работы вагранки в режим «центрального хода», тепловое состояние прифурменной зоны ухудшается, что сказывается на снижении температуры в слоях шихты в области фурм.

Практикой получения чугуна в вагранке установлено, что снижение неравномерности распределения потоков материала и газа в горизонтальном сечении вагранки всегда сопровождается улучшением газодинамической обстановки в ней, в частности, это приводит к предотвращению подвисаний шихты и образованию продувов.

В зависимости от конструкции вагранки и особенностей технологии плавки, подача воздушного дутья осуществляется в основном через периферийные равномерно расположенные по периметру нижней части рабочего пространства фурменные устройства, установленные в один-три ряда по высоте слоя, причем фурмы верхних рядов смещаются в шахматном порядке по отношению к фурмам нижнего ряда. Площадь сечения фурм в каждом ряду, как правило, одинакова. Форма их сечения на выходе в печь может быть круглой, овальной, прямоугольной, квадратной. Дутье в каждую из них подается через отдельный воздухопровод из круглого или квадратного распределительного коллектора 4, размещаемого с внешней стороны вокруг корпуса вагранки (см. рис. 5.1).

Фурменная подача дутья сопровождается образованием зоны циркуляции материалов различной интенсивности, что благоприятно сказывается на развитии тепломассообменных процессов. Изменяя объем этой области слоя за счет распределения воздуха по периметру вагранки и увеличения глубины проникновения воздушного дутья к центральным слоям, а также за счет многорядного расположения фурм и их конструктивных размеров, создают условия для эффективного использования топлива. При невысокой скорости воздушной струи (до 10–15 м/с) ее проникновение в слой ограничивается 1–2 диаметрами куска с последующим переходом к вертикальному движению (двумерное движение). Образующаяся при этом зона ограниченного проникновения газа, расположенная в центральной части печи, характеризуется существенным замедлением протекания тепломассообменных процессов с образованием спеченных нерасплавленных компонентов шихты (Toterman). Варьируя параметры подачи газа в слой, создают условия для равномерного распределения газа по объему рабочего пространства шахтного агрегата. В результате такие условия позволяют повысить производительность печи на 15–20 %, снизить расход топлива на 10–15 %, увеличить перегрев расплава на 30–80 °С и снизить объем вредных выбросов в атмосферу на 30–40 %.

В конструкции вагранки, для сохранения стойкости футеровки шахты, предусмотрено водоохлаждаемое устройство — ватержакет. Оно занимает примерно 2/3 высоты шахты и большую часть высоты горна. Ватержакет включен либо в систему охлаждения с проточной водой, либо в систему испарительного охлаждения. В результате охлаждения шахты, на ее внутренней поверхности образуется застывший слой шлакового расплава — гарнисаж, который выполняет функцию защиты огнеупорной футеровки и металлической конструкции от воздействия высоких температур, агрессивных шлаков и газа. Выше ватержакета температура шихты не превышает 700 °С, и эта часть печи выложена огнеупорной кладкой, не требующей дополнительного охлаждения. Для сохранения футеровки вагранки в районе загрузочной зоны (верхние 2–3 ряда) от механического износа кладку защищают чугунными плитами. Горн вагранки снизу закрывают запорным устройством, состоящим из стальных плит, верхняя часть которых защищена формовочным песком, уложенным с наклоном в сторону выпуска расплава.

При задувке вагранки, в целях обеспечения устойчивого процесса горения кокса и равномерного распределения дутья, в нижнюю часть вагранки на высоту не менее 150–200 мм выше верхнего ряда фурм загружают кокс с размерами кусков 60–80 мм для создания холостой колоши. Эти условия при задувке вагранки обеспечивают температуру в коксовой колоше не ниже 1400 °С, равномерно распределенную по всему объему слоя на этих горизонтах.

Подачу необходимого для горения кокса воздуха в вагранку в количестве до 70–160 м³/мин на 1 м² горизонтального сечения печи при давлении на фурмах не менее 6 кПа обеспечивает отдельный вентилятор. В ряде случаев ввод воздушного дутья в рабочее пространство может быть осуществлен раздельно по рядам фурм от отдельных вентиляторов по индивидуальным коллекторам. Подача воздуха в вагранку оснащена системой контроля и управления его расходом.

Покидающий вагранку газ с температурой как минимум 150–500 °С, а при нарушении технологии плавки его температура может подниматься до 1000–1100 °С и выше, содержит большое количество пыли и агрессивных компонентов, главным образом моно- и диоксид углерода, диоксид серы. В соответствии с высокими требованиями к охране окружающей среды и экономии топливно-энергетических ресурсов такое положение считают недопустимым. Поэтому все вновь сооружаемые чугунолитейные вагранки оснащаются современными системами очистки и дожигания газов, а также установками, утилизирующими тепло отходящих газов.

Выплавку чугуна в вагранке осуществляют непрерывно в течение одной или нескольких смен в зависимости от режима работы литейного цеха предприятия.

Представление о составе шихты, расходе ее компонентов на выплавку 1 т литейного чугуна и сопутствующего при его получении шлака, расходах воздуха и полученного ваграночного газа обычно получают из анализа материального баланса выплавленного чугуна. Пример такого расчетного материального баланса при выплавке чугуна марки СЧ20 в вагранке производительностью 5 т/ч представлен в табл. 5.1. При этом в качестве топлива использован кокс марки КЛ-1 состава, %: 5,0 влаги; 12,0 золы; 0,6 серы; 1,2 летучих. Расход кокса составил 10 % от массы металлозавалки. Химический состав золы кокса, летучих в нем компонентов, а также известняка в качестве флюса представлен ниже.

Зола кокса, %:

| | | | |
|-----------------------------|---|---|---|
| SiO ₂ 53,0 | Al ₂ O ₃ 29,0 | CaO 5,6 | Fe ₂ O ₃ 11,0 |
| MgO 1,0 | MnO 0,3 | P ₂ O ₅ 0,3 | |

Состав летучих компонентов кокса, %:

| | | |
|----------------------------|---------------------------|---------------------------|
| CO ₂ 35,0 | CO 37,0 | CH ₄ 4,0 |
| H ₂ 6,0 | N ₂ 18,0 | |

Состав известняка, %

| | | |
|----------------|-----------------------------|--|
| CaO 52,0 | SiO ₂ 1,75 | Al ₂ O ₃ 1,0 |
| FeO 1,0 | FeS 0,2 | P ₂ O ₅ 0,02 |

Таблица 5.1

Материальный баланс ваграночной плавки

| Приход | Масса | | Расход | Масса | |
|--------------------------------|-------|--------|------------------|-------|--------|
| | кг | % | | кг | % |
| Металлическая шихта | 100,0 | 48,31 | Жидкий чугун | 99,6 | 48,10 |
| Кокс | 10,0 | 4,83 | Шлак | 7,4 | 3,59 |
| Известняк | 3,2 | 1,54 | Колошниковый газ | 101,9 | 49,23 |
| Оплавленная футеровка (в шлак) | 0,8 | 0,39 | Невязка | –1,9 | –0,92 |
| Песок шихты | 0,5 | 0,24 | ИТОГО | 207,0 | 100,00 |
| Воздух дутья | 92,5 | 44,69 | | | |
| ИТОГО | 207,0 | 100,00 | | | |

В качестве составляющих металлической шихты использовали литейный чугун марки Л4, пердеельный чугун марки ПЛ1, отходы собственного производства, покупной чугунный и стальной лом, силикомарганец марки МнС20 и ферросилиций марки Ф20.

В качестве дутья использовали холодный воздух, состоящий из 21,0 % O₂ и 79,0 % N₂ с содержанием влаги 9 г на 1 м³ сухого воздуха.

Футеровка вагранки выполнялась из кислых огнеупоров (шамот), содержащих, %: 60SiO₂, 36Al₂O₃, 2CaO и 2MgO.

В соответствии с исходными данными, в плавке чугуна участвуют, %: металлические компоненты 48,31; кокс 4,83; известняк 1,54; оплавленная футеровка 0,39; песок шихты 0,24 и воздушное дутье 44,69. При этом выход чугуна составляет 48,1 %, шлака 3,59 %, колошникового газа 49,23 %.

На основании данных материального баланса вагранки был составлен ее тепловой баланс (табл. 5.2).

Таблица 5.2

Сводный тепловой баланс чугунолитейной вагранки

| Приход | | | Расход | | |
|-------------------------------------|---------|--------|--|---------|--------|
| Статья | кДж | % | Статья | кДж | % |
| Теплота от сгорания кокса | 451 542 | 92,50 | Физическая теплота жидкого чугуна | 132 225 | 27,09 |
| Окисление примесей чугуна, в т. ч.: | 17 072 | 3,50 | Теплота расплавления и перегрева шлака | 13 070 | 2,68 |
| железо | 1 124 | 0,23 | | | |
| кремний | 14 244 | 2,92 | | | |
| марганец | 1 704 | 0,35 | | | |
| Теплота шлакообразования | 2 491 | 0,50 | Теплота разложения известняка | 12 921 | 2,65 |
| Всего: | 488 177 | 100,00 | Теплота испарения влаги кокса | 2 040 | 0,40 |
| | | | Теплота испарения влаги дутья | 121 134 | 24,81 |
| | | | Физическая теплота отходящих газов | 71 607 | 14,67 |
| | | | Химическая теплота ваграночных газов | 96 012 | 19,67 |
| | | | Потери теплоты в окружающую среду | 22 097 | 4,53 |
| | | | Невязка баланса | 17 071 | 3,50 |
| | | | Всего: | 488 177 | 100,00 |

В соответствии с полученными данными, тепловой КПД чугунолитейной вагранки, состоящий из физической теплоты, %: чугуна 28,07; шлака 2,77 — и теплоты эндотермических процессов, %: разложения известняка 2,74; испарения влаги кокса 0,43; испарения влаги дутья 25,71, — составил 59,72 %. Безусловно потерянными статьями являются физическая теплота отходящих газов (15,20 %). Химическая теплота ваграночных газов, представленная в виде химической теплоты дожигания СО (20,38 %), и потери теплоты в окружающую среду от охлаждения корпуса вагранки (4,69 %) являются вторичными энергетическими ресурсами, которые подлежат утилизации при дожигании горючих составляющих в отдельном дожигателе и использовании испарительного охлаждения.

Для уменьшения потерь химической теплоты газообразных продуктов плавки следует стремиться к снижению содержания в них моноок-

сида углерода. Для этого необходимо, во-первых, свести к минимуму образование CO уже в холостой колоше кокса, обеспечивая одновременно необходимый нагрев чугуна. Во-вторых, ограничить развитие реакции восстановления диоксида углерода углеродом рабочих колош кокса. При решении первой задачи следует поддерживать удельный расход воздуха на вагранку не ниже $80\text{--}90 \text{ м}^3/(\text{м}^2\cdot\text{мин})$. В противном случае при недостатке воздуха получают интенсивное развитие в холостой колоше эндотермические процессы восстановления диоксида углерода углеродом кокса. Негативный результат развития восстановления CO_2 проявляется через увеличение расхода кокса и в результате химического недожога топлива.

5.2. Физико-химические и теплообменные процессы в вагранке

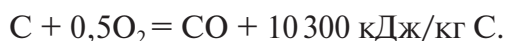
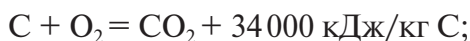
В работающей чугунолитейной вагранке образуются два потока — шихтовых материалов и газа, движущихся навстречу друг другу. Шихтовые материалы, опускающиеся вниз, нагреваются в противотоке за счет тепловой энергии второго потока — ваграночного газа, который при этом охлаждается. По мере прогрева, металлическая часть шихты размягчается, плавится и переходит в жидкое состояние, образуя отдельную жидкую фазу — чугун. Рабочие колоши кокса, восполняя израсходованную часть холостой колоши, также сгорают и переходят в основном в газовую фазу и частично в шлак в виде золы.

По мере прогрева флюсов, в основном CaCO_3 или MgCO_3 , развиваются процессы их диссоциации с образованием газообразного продукта (CO_2) и твердых оксидов CaO или MgO , которые вместе с оксидами из футеровки и оксидами металла переходят в жидкое состояние, образуя самостоятельную жидкую фазу — шлак.

Состав ваграночного газа в основном формируется на уровне фурм в холостой колоше при взаимодействии кислорода воздушного дутья с углеродом и серой твердого топлива (кокса). В результате этого образуются газообразные высокотемпературные продукты горения. Для интенсификации процессов горения обеспечивают подачу воздуха, обогащенного кислородом. Газовый поток, движущийся к месту загрузки шихты, является основным источником тепловой энер-

гии, компенсируя ее затраты на протекание всех физико-химических и теплообменных процессов.

Основным источником тепловой энергии при плавке чугуна в вагранке является горение твердого топлива — кокса. Установлено, что, по мере продвижения от фурм вагранки к ее центру, в пределах холостой колоши интенсивно расходуется свободный кислород, формируя так называемую «кислородную» зону с соответствующим образованием CO_2 и CO ,



Эта зона по высоте сравнительно невелика, простирается на глубину 2—6 диаметров кусков кокса. Ее размер определяется условиями организации процесса горения кокса и удаления продуктов его горения.

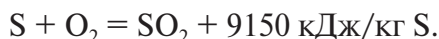
Тепловые эффекты экзотермических реакций горения топлива, а также угара элементов металла влияют на изменение температуры материалов и газа в вагранке. Границе «кислородной» зоны соответствует максимальное содержание CO_2 в газе и наивысшая температура в слое. За «кислородной» зоной, в направлении движения газов к уровню сыпи, в ваграночной шихте формируется «восстановительная» зона, в которой развивается эндотермическая реакция восстановления диоксида углерода углеродом кокса



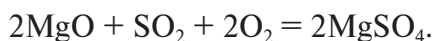
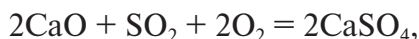
что сопровождается увеличением содержания CO в газе при понижении содержания CO_2 . Вместе с тем в слое снижается температура как вследствие расхода тепловой энергии на указанную реакцию, так и вследствие потерь теплоты в окружающую среду. Эти факторы определяют степень перегрева чугуна в вагранке. Газ, покидающий зону плавления, содержит значительное количество CO_2 (до 16—18 %), но процесс его восстановления углеродом кокса тормозится из-за резкого снижения температуры в слое выше окислительной зоны. Поэтому степень развития данной реакции выше зоны плавления существенно ограничена.

Дополнительное количество теплоты выделяется при сгорании серы, содержание которой в коксе находится в пределах 0,6—1,4 %, а также при окислении активных элементов, входящих в состав металлической части шихты (железо, кремний, марганец и др.).

Горение серы в кислородной зоне образует газообразный сернистый ангидрид по реакции



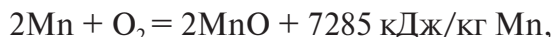
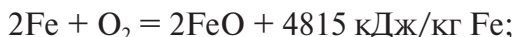
Выделяемый сернистый ангидрид вступает с флюсующими добавками шихты в контакт по реакциям:



Продукты этих реакций — CaSO_4 и MgSO_4 — остаются в шлаке.

Остальная часть серы растворяется в металле при контакте его расплавленных капель с кусками кокса, в результате чего содержание серы в чугуне повышается до 0,08–0,15 %.

Основные элементы, входящие в металлическую часть шихты (Fe, Mn, Si и др.), окисляются по реакциям:



с выделением тепловой энергии. Переход элементов металла в процессе окисления в оксиды и далее в шлак в технологии ваграночной плавки рассматривается как «угар» полезных элементов.

Неоокисленная часть кремния и марганца растворяется в чугуне, изменяя его механические свойства.

Ваграночный процесс получения высокотемпературного расплава характеризуется высокоразвитой поверхностью материалов, подвергаемых тепловой обработке, участием в теплообмене всех видов теплопередачи (конвекции, излучения, теплопроводности) и значительной интенсивностью их развития. Все это определяет процессы теплопередачи в качестве ведущих в многообразии явлений теплофизики ваграночной плавки. Сушка и нагрев исходных шихтовых материалов в шахте вагранки газами происходит в основном конвекцией. В высокотемпературных зонах плавления и перегрева чугуна основным видом теплообмена является излучение. Однако, из-за малых размеров межкускового пространства, интенсивность лучистого теплообмена остается соизмеримой с интенсивностью конвективного. Теплопроводность имеет место при прогреве кусков материалов от поверхности

к центру. Таким образом, при ваграночной плавке чугуна все три механизма теплообмена тесно переплетены и действуют одновременно.

Теория теплообмена в шахтной печи основывается и развивается на научных идеях проф. Б. И. Китаева и его учеников. Если представить вагранку как противоточный теплообменный аппарат, в котором происходит встречное движение материалов и газа, то, в соответствии с теоретическими представлениями, температурные поля по высоте слоя шихты в рабочем пространстве печи определяются в основном как соотношение теплоемкостей потоков (водяных чисел) $m = W_r / W_{ш}$. Теплоемкость каждого потока равна произведению теплоемкости вещества потока (c_r, c_m) на его расход (V_r, G_m), т. е. для газа $W_r = V_r c_r$, для шихты $W_{ш} = G_m c_m$. По высоте столба шихтовых материалов величина m изменяется: на уровне сыпи $m > 1$, а на уровне фурм $m < 1$.

Исследование основных теплообменных и физико-химических процессов как в твердой, так и газообразной фазе по высоте вагранки с закрытым копильником позволило установить картину изменения температурных и концентрационных полей, представленную на рис. 5.2, и на основе ее анализа выделить по высоте вагранки от уровня загрузки материалов до подины, принятой за нулевую отметку, шесть технологических зон: сушки и подогрева шихты, плавления, редуционную (восстановительную) зону, кислородную зону, горн.

При получении жидкого чугуна в вагранках с применением металлургического кокса, исходные твердые компоненты (послойная смесь металлических материалов, известняка и кокса), проходя последовательно через технологические зоны, расплавляются с образованием жидкого железоуглеродистого расплава и шлака с требуемым составом и температурой.

Необходимый запас теплоты для переплава исходной шихты обеспечивается слоевым сжиганием кокса в потоке холодного воздуха, подаваемого через равномерно расположенные по периметру рабочего пространства в верхней части горна фурмы. Воздушное дутье, вступая в контакт с кусками кокса горновой части вагранки, формирует зону горения с образованием потока высокотемпературных газов.

На первой стадии тепловой обработки шихты (рис. 5.2, а), реализуемой в зоне сушки, по мере подъема температуры компонентов шихты, из них удаляется избыточная влага. Развитие зоны сушки растягивается по высоте слоя, занимая и часть зоны подогрева. Зоне подогрева принадлежит ведущая роль в подготовке компонентов шихты к основным процессам, связанным с образованием расплава. В этой зоне

завершается процесс сушки всех компонентов шихты, начинаются и заканчиваются процессы разложения гидратов. При достижении коксом температуры около 600 °С, в слое начинают развиваться процессы восстановления CO_2 . Их скорость по мере опускания шихты увеличивается, особенно в зоне плавления, и достигает максимума уже в восстановительной зоне. При температурах около 900 °С начинают развиваться процессы разложения карбонатов, а также процессы образования первичного шлака из минеральных составляющих шихты.

В зоне плавления шихтовые материалы находятся значительное время — 25–40 мин. Сложность химического состава исходных твердых компонентов плавки приводит к тому, что первоначально завершается плавление легкоплавких материалов. По мере повышения температуры, процесс плавления распространяется и на материалы шихты с более высокой температурой плавления. После достижения температуры начала расплавления шихтовых материалов, отдельные их куски начинают оплаиваться с поверхности, как термически массивные элементы без потери формы. Образующиеся капли металлического и минерального расплава опускаются в межкусковом пространстве и по поверхности кусков шихты попадают в нижнюю часть печи с углеродистой насадкой, где происходит их разделение по удельному весу с образованием отдельных жидких фаз: чугуна и шлака. Широкий диапазон состава шихты по размеру кусков приводит к тому, что образование жидкой фазы растягивается по высоте слоя шихты от зоны подогрева до зоны восстановления.

После расплавления, капли расплава стекают по кускам шихты в восстановительную и затем окислительную зоны, где продолжается их нагрев как за счет внешних источников теплоты (газ и раскаленный кокс), так и за счет развития экзотермических реакций окисления элементов шихты (Fe, C, Mn, Si).

В зоне восстановления тепловое состояние слоя шихты определяется развитием эндотермических процессов восстановления диоксида углерода и присутствующих в составе шихты оксидов металлов углеродом кокса. При этом чем выше реакционная способность кокса и меньше размер его кусков, а также относительный расход воздуха, тем большая доля CO_2 превращается в монооксид углерода и тем значительней понижение температуры газов при прохождении этой зоны. Однако конечная (на выходе из зоны восстановления) температура поднимающихся газов всегда остается выше температуры плавления самых тугоплавких компонентов шихты.

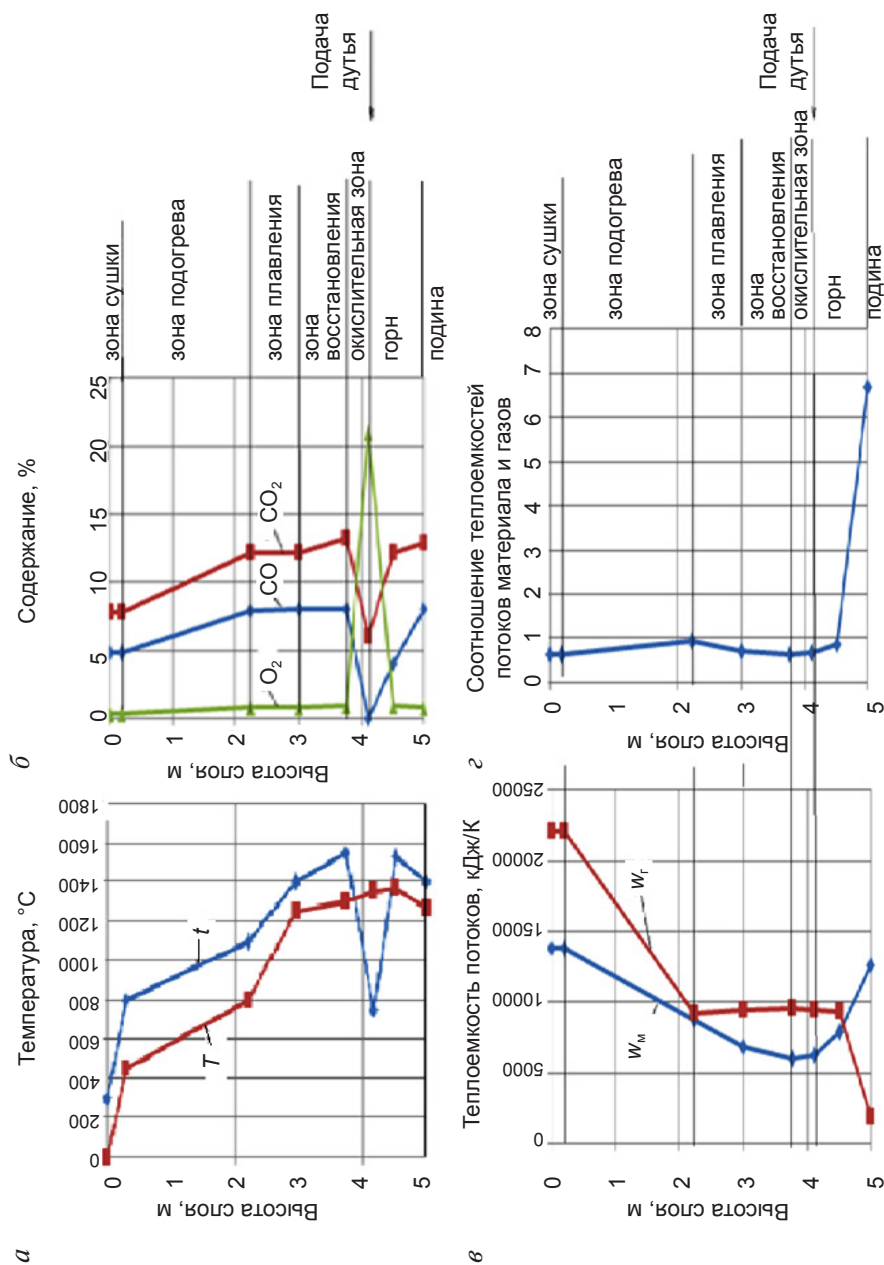


Рис. 5.2. Схема развития ваграночного процесса при плавке чугуна с изменением по высоте слоя:
 а — температуры материала и газа; б — содержания газовых компонентов; в — теплоемкостей потоков материалов и газов;
 г — соотношения теплоемкостей потоков

Окислительная зона в вагранке формируется за счет фурменной подачи окислителя — кислорода воздуха, обеспечивающего сжигание кокса — основного источника тепловой энергии для реализации технологии ваграночной плавки. В горновой части вагранки и выше фурм на 150–200 мм располагается разогретая коксовая насадка (холостая колоша), через которую попадают в горн вагранки расплавленные минеральная и металлическая части шихты.

При использовании в ваграночном процессе обычного воздуха, концентрация кислорода по высоте кислородной зоны холостой колоши в стороне удаления газов снижается практически до нуля (см. рис. 5.2, б). Одновременно со снижением кислорода в газовой фазе появляется диоксид углерода (CO_2), а в конце этой зоны — монооксид углерода CO . Температура газов в конце кислородной зоны достигает максимального значения. Перемещаясь в верхнюю редуccionную зону холостой колоши, газ охлаждается в результате развития эндотермической реакции восстановления диоксида углерода. При этом чем выше реакционная способность ваграночного топлива, мельче его куски, выше относительный расход топлива и хуже питание воздухом, тем большая доля CO_2 превращается в CO и тем значительней снижается температура газов при прохождении этой зоны. Конечная температура газов в ней все же остается выше температуры плавления чугуна.

В зоне плавления поднимающиеся газы омывают плавящийся металл и флюсы, отдавая им тепло. Температура газов продолжает снижаться.

В зоне подогрева шихты, из-за низких температур, физико-химические процессы заторможены, что практически не изменяет химического состава газов в этой зоне.

В горновой части вагранки ниже фурм содержание кислорода в газе также уменьшается из-за ограниченного поступления воздуха в эту часть горна. Это приводит к развитию процессов восстановления диоксида углерода углеродом кокса, в результате чего у самой подины кислород практически отсутствует, а в газе, кроме азота, присутствует незначительное количество CO_2 и CO . Температура газа ниже фурм при этом первоначально возрастает, а затем, по мере приближения к подине, резко снижается.

При использовании открытого копильника с отводом газа через него, изменения температуры слоя кокса в холостой колоше, а также состава газовой атмосферы в ней ниже уровня фурм являются зеркальным отражением явлений, протекающих в шахте.

Средняя температура шихтовых материалов при загрузке в вагранку близка к нулю. По мере опускания материалов, в результате их плавления на нижних горизонтах, они прогреваются в зоне подогрева до температуры плавления. Если учесть, что нагревающий шихту газ, состоящий из CO_2 и азота, формирует слабоокислительную атмосферу, то в шахте вагранки отсутствуют условия развития реакций между твердыми фазами и газом.

В зоне плавления металл переходит в жидкое состояние и стекает в восстановительную зону. Наиболее крупные куски металла рабочей колоши могут опуститься до окислительной зоны горновой части вагранки. Кроме того, чугун, который представляет собой анизотропный материал, состоящий из отдельных твердых фаз, которые имеют различную температуру плавления, начинает плавиться с наиболее легкоплавких составляющих. В результате этого образование жидкой фазы растягивается на значительное расстояние по высоте вагранки.

После расплавления, капли металла стекают по кускам кокса в восстановительную и окислительную зоны, где продолжается их нагрев как за счет внешних источников теплоты (газ и кокс, нагретые до температур $1400\text{--}1700^\circ\text{C}$), так и за счет развития экзотермических реакций окисления элементов шихты (Si, Mn, C). Именно в этих зонах при указанных температурах, в результате контакта расплава с коксом, а также развития при этом диффузионных процессов, и происходит насыщение капель расплава углеродом и серой. Общее время пребывания капель металла в этих зонах не превышает нескольких секунд. Несмотря на ограниченное время нахождения чугуна в горне, металл в нем охлаждается за счет потерь теплоты через стенки и подину горна.

При наличии копильника, в него через соединительный канал стекает расплав. Попадая в копильник, этот расплав смешивается с находящимися в нем расплавленными продуктами ваграночной плавки, в результате чего формируется металл конечного состава и температуры, а также шлак. Поскольку металл и шлак относятся к несмешивающимся жидкостям, происходит расслоение жидкой фазы на чугун и шлак. При этом продолжают протекать и химические процессы передачи кислорода от закиси железа к кремнию, марганцу и другим элементам с переходом этих соединений в оксидную форму.

Исследования процессов теплообмена по высоте чугунолитейной вагранки (см. рис. 5.2, в) показали, что теплоемкость потока газов при

их движении от фурм до конца восстановительной зоны практически не изменяется. Выше этой области теплоемкость потока газов возрастает за счет увеличения объема газовых компонентов, образующихся при развитии окислительных и восстановительных процессов. В подогривательной зоне вагранки теплоемкость потока газов продолжает увеличиваться, чему способствует увеличение объема газовых компонентов за счет термического разложения составляющих шихтовых материалов. Теплоемкость же потока шихтовых компонентов изменяется в соответствии со спецификой их преобразований. В верхних слоях шихты вагранки совершаются в основном физические процессы нагрева шихты и удаления из нее влаги, а также процессы диссоциации шихтовых составляющих. В итоге влага шихты и газовые составляющие, образующиеся при диссоциации, переходят в газовый поток. Эти процессы приводят к тому, что теплоемкость потока шихты снижается из-за уменьшения массы компонентов шихты, а теплоемкость потока газа увеличивается за счет перешедших в поток газа части компонентов шихты — влаги и продуктов диссоциации. В зависимости от степени развития физико-химических процессов ваграночной плавки, в этой части слоя возможно два варианта развития процессов противоточного теплообмена в слое шихты.

При значительном развитии эндотермических процессов в верхних горизонтах слоя и ограниченном расходе кокса, которые обеспечивают пониженный выход продуктов горения, выполняются условия $W_r < W_m$, для которых характерно снижение температуры газа, покидающего вагранку. В условиях ограниченного развития эндотермических процессов в шахте печи и нормальном расходе кокса реализуются условия $W_r > W_m$, при которых газ покидает колошник с повышенной температурой. Первый режим характерен при $m = (W_m/W_r) < 1$, а второй — при $m = (W_m/W_r) > 1$. На соотношение теплоемкостей потоков газа и шихты при переходе от $m < 1$ к $m > 1$ существенное влияние оказывают удельный расход кокса, уровень подогрева воздушного дутья и степень обогащения дутья кислородом.

В нижней части вагранки происходят процессы расплавления шихты и перегрева расплава. Данные процессы сопровождаются развитием эндотермических реакций расплавления шихтовых компонентов, протекающих со значительным поглощением тепла. Поэтому в той части слоя теплоемкость газового потока всегда меньше теплоемкости потока материалов, т. е. $m = (W_r/W_m) < 1$. Между верхней и ниж-

ней ступенями теплообмена расположена зона умеренных температур. Для этой зоны справедливы условия $W_r = W_m$ или $m = (W_r/W_m) = 1$.

Таким образом, поток газа в шахте вагранки совершает работу в основном в двух ступенях нагрева: нижней и верхней, разделенных зоной умеренных температур, в которой теплообмен ограничен. Каждая из ступеней теплообмена отличается автономностью развития. В них температуру газа на входе в слой для данной технологии можно принять за постоянную величину. Присутствие в ступенях теплообмена областей пониженных температур газа (в верхней ступени отходящий газ на колошнике; в нижней ступени газ в нижней части горна) указывает на завершенность процесса теплообмена в вагранке.

Нижнюю ступень теплообмена в шахтной печи при анализе протекающих в ней явлений обычно разделяют на две части. В верхней части этой ступени завершается процесс образования расплава при условии $W_r < W_m$. Поэтому шихта не может достичь максимальной температуры газа. Так, при относительно высокой теоретической температуре горения кокса (1500–1700 °С), температура расплава остается относительно низкой (1300–1450 °С). По мере приближения компонентов шихты к фурмам, разница между температурами газа и материала уменьшается. Вблизи же фурменной зоны значительная часть эндотермических процессов в слое завершена, в результате чего процессы теплообмена в этой области вагранки протекают в условиях $W_r > W_m$.

В большинстве случаев для верхней ступени теплообмена выполняются условия $W_r > W_m$, т. е. в газе тепловой энергии всегда больше, чем способна поглотить шихта. Поэтому колошниковый газ покидает слой шихты с более высокой температурой, чем исходные материалы. Увеличение теплопоглощения шихтой в этой области за счет расхода тепловой энергии газа на удаление влаги из влажной шихты приводит к понижению температуры отходящего газа до 200 °С и ниже.

Существующая автономность двух ступеней теплообмена в вагранке достаточно стабильна, благодаря чему объемы этих ступеней теплообмена при изменении высоты слоя шихты практически не изменяются. Поэтому увеличение уровня сыпи в вагранке незначительно влияет на значение температуры колошникового газа. В то же время при форсировании ваграночной плавки расширение ступеней теплообмена происходит только за счет верхней ступени теплообмена. При достижении суммарной высоты обеих ступеней теплообмена, равной общей высоте слоя шихты, зона умеренных температур может исчез-

нуть. При этом дальнейшая интенсификация ваграночной плавки приведет к повышению температуры газов на колошнике и похолоданию горновой части печи. Исправление теплового состояния вагранки потребует увеличения расхода кокса.

Во время работы вагранки, высота слоя загруженного материала, как и его аэродинамическое сопротивление, постепенно уменьшается до следующей загрузки. Этот процесс для верхней ступени теплообмена сопровождается увеличением скорости фильтрации газов и изменением условий теплообмена при $m = (W_m/W_g) < 1$. В этих условиях шихта по высоте слоя в пределах верхней ступени теплообмена постепенно разогревается. При значительном времени между загрузкой порций шихты, температура газа, при которой он удаляется из вагранки, может достичь 600–1150 °С, что увеличивает тепловые потери с отходящими газами до 25–30 % от общего прихода тепла и снижает эффективность использования топлива. Следует также отметить, что описанный выше процесс сопровождается повышенным выносом пыли из слоя. Подобные условия возникают, если снижение уровня сыпи материалов достигает 1 м. Поэтому, в процессе эксплуатации шахтных печей ваграночного типа, верхний уровень слоя следует поддерживать на максимальной высоте, ограничивая его колебания режимом загрузки шихты.

Изложенный механизм развития теплообменных процессов в чугунолитейных вагранках позволяет более обоснованно определять условия совершенствования ваграночной плавки.

5.3. Особенности движения материалов и газов в вагранке

Высокие технико-экономические показатели ваграночной плавки во многом определяются условиями организации противоточного движения газа и материалов. В горне, при сжигании топлива, в потоке воздушного дутья образуется горячий газ, который, по мере движения к уровню сыпи, обогащается продуктами разложения карбонатов (флюсов), а также влагой в результате сушки шихты. Встречный поток шихтовых материалов, представленный металлическим ломом, флюсами и коксом, двигаясь в сторону горна, нагревается газом до температуры плавления металла. При этом образующийся расплав в виде от-

дельных капель, под действием силы тяжести, фильтруясь через слой раскаленного кокса холостой колоши, перегревается до температуры выпуска и растворяет в себе часть углерода и серы кокса, после чего накапливается в горне или копильнике.

Высокая эффективность технологии ваграночной плавки достигается путем организации движения газового потока и потока шихты, которая обеспечивает наилучшие условия теплообмена в шахте вагранки для каждого компонента твердой шихты и в горне при нагреве и перегреве расплава до температуры выпуска. Такие условия ваграночной плавки могут быть созданы при равномерном распределении газовой среды и омывании твердых материалов ею по горизонтальным сечениям внутреннего объема плавильного агрегата, в результате чего они обеспечат их разогрев до температуры плавления. Создание данных условий в процессе тепловой обработки шихты и представляет собой основную задачу реализации технологии ваграночной плавки.

В настоящее время отсутствует полное математическое описание процессов ваграночной плавки. Однако основные закономерности распределения и движения газа и шихты установлены достаточно определенно. Дальнейшее развитие теории и практики ваграночной плавки происходит в направлениях уточнения основных закономерностей изменения газо- и гидродинамики, тепло- и массопереноса на различных стадиях нагрева шихты и получения расплава.

В процессе работы чугунолитейной вагранки, шихтовые материалы непрерывно опускаются, освобождая объем на колошнике для дальнейшей загрузки. Это определяется в основном:

- горением кокса в верхней части холостой колоши перед фурмами. При этом в исходной шихте объем кокса составляет 30–50 % от ее общего объема, и, по мере перемещения материалов до фурменной части печи, эта доля объема увеличивается и достигает 80–85 % за счет расплавления твердых компонентов и стекания расплава в горн вагранки, что освобождает значительный объем рабочего пространства;
- уменьшением объема слоя вследствие его механического уплотнения под действием веса вышележащих материалов. Наличие в шихте мелких фракций, самоизмельчение шихты и ее истирание при движении кусковых материалов приводят к более равномерному распределению мелочи между крупными кусками.

Полное изменение объема нагреваемой шихты зависит от ее гранулометрического состава и достигает 10–15 %;

- переходом твердых материалов в расплав, частично в газообразное состояние на нижних горизонтах слоя, что сопровождается уменьшением их объема. В процессе совершенствования переплава металлических компонентов, этот фактор приобретает все большее значение, т. к. при плавлении шихты соотношение между шихтовыми составляющими и коксом непрерывно увеличивается. При этом сосредоточение металлической и флюсующих частей материалов в отдельных концентрических областях слоя приводит к образованию зон ускоренного движения материалов и разрыхлению их объема;
- непрерывным удалением расплава из горновой части печи, что обеспечивает постоянное освобождение объема рабочего пространства.

Время пребывания шихтовых материалов в вагранке зависит от ее конструктивных особенностей, уровня развития технологии и составляет 30 мин — 1,5 ч. Средняя скорость опускания шихты колеблется в пределах 70–190 мм/мин. Однако по сечению агрегата ее значения существенно изменяются. Обычно над очагом горения скорость перемещения столба шихты наибольшая. Эта область наиболее часто располагается в периферийной части слоя, а к центру печи скорость опускания материалов снижается. Разница скоростей опускания шихты между периферией и центральной частью слоя зависит от уровня подготовки шихты. Чем выше равномерность гранулометрического состава металлических компонентов, тем ровнее движется шихта.

Движение материалов в печи происходит в основном под действием силы тяжести. Эта сила частично уравнивается силами трения между кусками и стенкой вагранки, подъемной силой газового потока, которые направлены снизу вверх. Их соотношение в зависимости от условий плавки может меняться в широких пределах. По мере удаления из шихтовых материалов летучих и плавления шихты, величина составляющих силы тяжести постепенно сокращается. На нижних горизонтах слоя вагранки в твердом состоянии остается лишь кокс, который имеет плотность 430–480 кг/м³. В результате уравнивания силы тяжести силами давления газовой среды, на уровне фурм общая вертикальная сила может составить лишь 20–30 % от веса исходных материалов. При этом компенсация силы тяжести силой трения

о стенки печи может достигать 50—60 % от веса шихты. В итоге для организации движения шихтовых материалов в процессе плавки без поддержек необходимо уменьшить силу трения, что достигается конусностью корпуса печи с расширением в сторону горна. Увеличению силы трения способствует образование настывлей и гарнисажа на внутренней поверхности шахты вагранки.

Другой противодействующей силой движению материалов в вертикальной направленности является противодействие газового потока, которое может достигать 80—100 кПа. Эта величина заметно зависит от гранулометрического состава шихты и условий плавления материалов.

При нормальной организации режима ваграночной плавки, сила тяжести всегда больше суммы сил противодействия газового потока. Разность этих сил, вызывающая опускание шихты, принято называть ее активным весом G_a . Его величина определяется по выражению

$$G_a = G - (F_1 - F_2 - F_3),$$

где G — вес шихты, Н;

F_1 — сила трения шихты о стенки и силы внутреннего трения между кусками, Н;

F_2 — подъемная сила газового потока, Н;

F_3 — подъемная сила, возникающая при повышении уровня расплава в горне, Н.

Анализ этого выражения позволяет установить, что активный вес движущейся шихты определяется в основном значением подъемной силы газового потока, поскольку значения сил G , F_1 и F_3 в процессе плавки остаются практически неизменными.

Перемещение материалов по высоте вагранки может быть организовано только при положительном значении активного веса. При этом повышение давления воздушного дутья за счет увеличения его расхода и сопротивления слоя материалов будет способствовать увеличению перепада давления между горновой частью шахтного агрегата и его колошником. Такое состояние газодинамики слоя проводит к возникновению подъемной силы, величина которой пропорциональна перепаду давления по высоте слоя. Превышение некоторого критического давления воздушного дутья, зависящего от вида и условий плавки, приводит к тому, что активный вес шихты может приближаться к нулю, нарушая нормальный сход материалов. Для устранения этого явления и восстановления плавного схода шихты следует

уменьшить подъемную силу либо за счет снижения сопротивления слоя шихты с изменением однородности гранулометрического состава используемых материалов и режима их загрузки, либо за счет понижения расхода дутья. Иногда в таких случаях прибегают к принудительному отбору ваграночных газов.

Если представить нагреваемый слой как совокупность кусков материалов (эквивалентный диаметр их d), разделенных сообщающимися параллельными каналами переменного сечения, то потери энергии (напора) при движении газа ΔP , Па, зависят в основном от высоты слоя H , горизонтальных размеров рабочего пространства, состояния поверхности кусков и их размеров, режима движения (ламинарного или турбулентного) газа

$$\Delta P = \zeta_{\text{сл}} \frac{w_r^2 \rho}{2g} \frac{H}{d},$$

где $\zeta_{\text{сл}}$ — коэффициент сопротивления,

$$\zeta_{\text{сл}} = \frac{C}{\text{Re}^m}.$$

Здесь C и m — постоянные коэффициенты, зависящие от режима движения (соответственно для ламинарного режима 100 и 1, турбулентного — 0,55 и 0); Re — критерий Рейнольдса, $\text{Re} = \frac{w_r d}{\nu}$, где

w_r — скорость газа на свободное сечение, м/с; ν — коэффициент кинематической вязкости газов, м²/с;
 ρ — плотность газа, кг/м³.

При увеличении высоты слоя H , уменьшении диаметра кусков шихты d , повышении скорости движения газов w_r , сопротивление слоя возрастает.

При увеличении расхода дутья в единицу времени, повышается производительность агрегата за счет интенсификации процесса горения твердого топлива и увеличения тепловыделений в слое. Однако в то же время возрастает и подъемная сила, что снижает активный вес столба шихты и влияет на производительность вагранки в противоположную сторону. Предел увеличения расхода дутья ограничен условиями уменьшения активного веса до нуля, после чего возникают условия перехода слоя шихты во взвешенное состояние. Подъемная сила газового потока может быть уменьшена только в вагранке

с закрытым колошником и организованным отбором газа за счет повышения давления в рабочем пространстве печи. При этом уменьшается объем газов и скорость их движения, удаляемых из слоя, что способствует сокращению перепада давления по высоте слоя материалов. Работа вагранки при повышенном давлении позволяет увеличить общий расход дутья без изменения активного веса шихты и нарушения движения шихты.

Снижению уровня подъемной силы газового потока в вагранке способствует также использование отсортированной шихты, которая позволяет увеличивать проходное сечение каналов, при этом происходит уменьшение действительной скорости движения газов и, как следствие, понижается перепад давления по высоте слоя. В результате этого снижается подъемная сила газового потока и увеличивается активный вес шихты.

Уменьшение перепада давления в слое ваграночной шихты и повышение производительности плавильного агрегата может быть достигнуто наложением энергии акустического поля на столб шихтовых материалов в рабочем пространстве вагранки. В результате применения этого способа интенсификации ваграночной плавки, происходит разрушение пограничного слоя вдоль поверхностей каналов слоя шихты, а также снижение перепада давления по высоте слоя с повышением активного веса шихты и производительности агрегата.

Увеличение активного веса шихты также может быть достигнуто за счет сокращения силы трения материалов о внутреннюю поверхность огнеупорной кладки вагранки. Для этого используют изменение профиля печи с расширением в сторону горна и условий загрузки шихтовых материалов.

Кроме перечисленных выше способов увеличения активного веса шихты, его изменение происходит и при повышении насыпного веса шихтовых материалов. Это обычно достигают за счет сокращения удельного расхода кокса путем внедрения технических мероприятий, направленных на более энергетически эффективную работу вагранки, что одновременно сопровождается улучшением технико-экономических показателей вагранки.

Соотношение сил, способствующих или препятствующих движению материалов в вагранке, неравнозначно из-за неравномерности распределения газа и материалов в рабочем пространстве плавильного агрегата как по ширине, так и по его высоте. Это приводит к раз-

личным условиям опускания шихты, которые определяются неоднородностью составляющих шихты по размерам и плотности кусков. Более мелкие, но тяжелые куски движутся между крупными с повышенными скоростями, а более крупные и легкие — с пониженными. При этом мелкие и легкие могут в виде пыли даже выноситься газом из слоя шихты. Переход твердых материалов в жидкое состояние увеличивает скорость их опускания тем больше, чем выше подвижность (текучесть) и температура получаемого расплава.

Различные скорости опускания шихтовых материалов по горизонтальному сечению слоя приводят к изменению времени достижения различными компонентами шихты высокотемпературной части печи. При этих условиях распределения газа и послойной загрузки компонентов шихты на колошнике к зоне расплавления, все слои шихты оказываются перемешанными.

Практика ваграночной плавки показывает, что более тяжелые компоненты (чугун) перемещаются преимущественно по вертикальной траектории, оттесняя легкие и крупные куски кокса к стенкам печи. Данному процессу способствует также расширение шахты в сторону горна. В итоге на периферии рабочего пространства вагранки образуется разрыхленный слой, состоящий в основном из кокса и флюса.

По мере перемещения материалов к горновой части печи, металлические и минеральные составляющие шихты постепенно переходят в жидкое состояние, формируя металл и шлак. Капельки образовавшегося расплава под действием силы тяжести опускаются в горн. Вследствие различных условий плавления материалов в поперечном сечении вагранки, их химический состав и температура зависят от места их образования. Чем ближе к центру печи образуются капли, тем их температура ниже. Поэтому скапливающийся в горне расплав обычно имеет неодинаковый химический состав и температуру, что требует его гомогенизации. Для этого используют в качестве промежуточной выравнивающей емкости либо горновое пространство вагранки с повышением уровня установки летки (сифон), либо отдельный обогреваемый копильник.

Горновая часть вагранки заполнена всегда раскаленной коксовой насадкой, находящейся в твердом состоянии. Образующийся металлический и шлаковый расплав располагается между кусками кокса. Новые его порции поступают к зоне горения только из вышерасположенных горизонтов по мере опускания шихты. В результате этого над каждой зо-

ной горения, образующейся перед фурмой, формируется зона разрыхления шихтовых материалов. Ограниченность объема зон горения и их расположение вблизи стен печи приводит к движению материалов в основном по периферийной части вагранки. В осевой области слой движется с меньшей скоростью, образуя слабопродуваемую зону.

Показатели работы чугунолитейной вагранки определяются не только распределением и движением материалов в рабочем пространстве печи, но и в значительной степени зависят от условий распределения газа. При этом структуру столба шихтовых материалов можно рассматривать либо как совокупность параллельных каналов переменного сечения, сообщающихся между собой, по которым движется газ, либо как последовательное обтекание газом кусков шихты. Потери энергии движущегося в слое газа связаны в основном с его трением о стенки каналов, а также с изменением сечения струй газа за счет его сужения и расширения при движении по каналам переменного сечения.

Эффективность работы шахтных печей ваграночного типа во многом зависит от организации газодинамического режима технологии плавки чугуна. Наибольшее влияние при этом оказывают такие параметры, как объем рабочего пространства печи и ее профиль, количество, конструкция и варианты установки воздушных фурм. Значительную роль также играют такие показатели, как давление и удельный расход воздушного дутья

Разработанные на кафедре «Теплофизика и информатика в металлургии» Уральского федерального университета средства контроля локальных скоростей газового потока в слое сыпучих материалов, а также математические модели процессов тепломассообмена и газодинамики в шахтных агрегатах позволили развить представления о роли газодинамических режимов в технологиях работы шахтных печей. В качестве основного критерия при этом были использованы данные о равномерности газораспределения в печи, т. е. минимизация величины пространственного (двух- и трехмерного) движения газа по высоте печи и минимизация радиальной неравномерности (разброса скоростей в горизонтальном сечении). Однако выбор оптимальных параметров процесса ваграночной плавки только на основе моделирования процессов газодинамики весьма ограничен. Устанавливаемые локальные особенности движения газов при этом сохраняют свое значение только качественно. В итоге получаемые результаты и выводы математического моделирования обычно проверяются на физических мо-

делях с использованием лабораторных установок или на промышленных агрегатах.

Подача воздушного дутья в горновую часть плавильного агрегата может быть организована как через отдельные фурмы, расположенные равномерно по периметру и вдвинутые в рабочее пространство, так и через зону разрыхления при периферийной подаче газа, образованную боковой поверхностью шахты при использовании ее пережима (рис. 5.3).

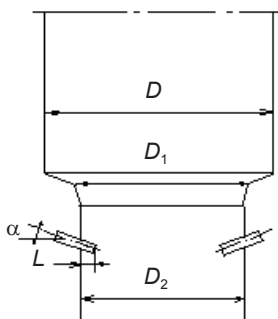


Рис. 5.3. Схема конструкции горновой части вагранки:

D — диаметр шахты; D_1 — диаметр пережима; D_2 — диаметр горна; L — высов носика фурм;
 α — угол наклона фурм

С помощью общих представлений о развитии процессов газодинамики в плотном слое были установлены рациональные конструктивные особенности узла ввода дутья в вагранку. Это касается внутреннего диаметра фурм, высова их в рабочее пространство L , угла их наклона к горизонту α , количества фурм и расстояния между ними, а также числа их рядов по вертикали.

В результате исследований закономерностей движения газа в плотном слое при фурменном способе подачи дутья было установлено, что глубина ввода в рабочее пространство печи фурм L , расположенных равномерно по периферии вагранки, способна существенно перестроить траектории движения газа. Возникающие горизонтальные и вертикальные составляющие скорости газа в нижней части печи обеспечивают распространение газа: по ширине струи, к центру печи, вверх по слою шихты, — формируя трехмерное поле. Потери кинетической энергии движения газа в горизонтальном направлении ограничивают его распространение, что проявляется через затухание горизонтальных составляющих скорости в слое. В итоге это приводит к по-

следовательному изменению траектории движения газа по вертикали. По мере развития скоростного поля вглубь и вверх слоя, характер развития поля скоростей приобретает двухмерную структуру: по радиусу и вертикали. На верхних горизонтах слоя поток газа становится одномерным и установившимся, направленным только вверх. Такое состояние газового потока определяется только структурой слоя, не зависящей от способа подачи дутья.

Сравнительный анализ закономерностей перестройки газового потока (рис. 5.4) показал, что область неустановившегося движения газа с увеличением глубины ввода фурм L от внутренней стенки вагранки радиусом $R = D/2$ к его центру постепенно сокращается и достигает минимального значения при их заглублении в слой на 0,3–0,35 радиуса печи.

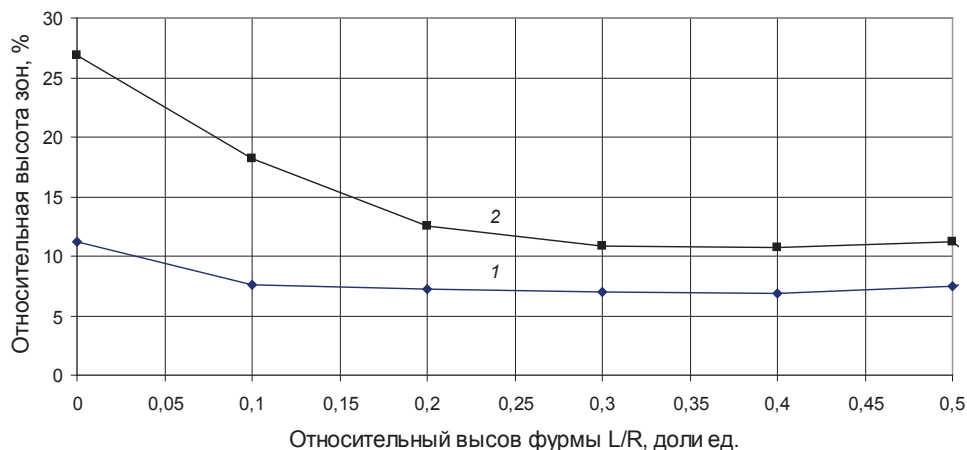


Рис. 5.4. Зависимость относительной высоты зон трехмерного 1 и двухмерного 2 скоростного поля от относительного высова носика фурм

Одновременно с этим над фурмами происходит образование «мертвого» пространства с ограниченным поступлением в него газа, что существенно ухудшает его распределение по сечению агрегата. С учетом указанных выше особенностей развития процессов газодинамики продуваемого слоя, протяженность области неустановившегося движения будет иметь максимальное значение в обозначенном выше диапазоне изменения высова фурм.

Ограниченная термическая стойкость фурменных устройств и существенное охлаждение прилегающих к ним участков слоя при водя-

ном охлаждении их корпуса не позволяют рекомендовать к широкому использованию фурм, вдвинутых в рабочее пространство. Однако возможность глубокой перестройки газового потока с вовлечением в тепловую работу центральных слоев шихты делает использование высова водоохлаждаемых элементов фурм особенно привлекательным.

Аналогичных описанным выше результатов можно достичь при использовании пережима шахты в верхней части горна диаметром D_2 , при котором воздушное дутье поступает в слой через разрыхленную его часть, образованную углом естественного откоса кусковых материалов из шахты диаметром D и боковую поверхность пережима с диаметром D_1 . Экспериментально в лабораторных и промышленных условиях было установлено, что условия развития движения газов в слое (рис. 5.5) практически не зависят от величины пережима шахты вагранки.

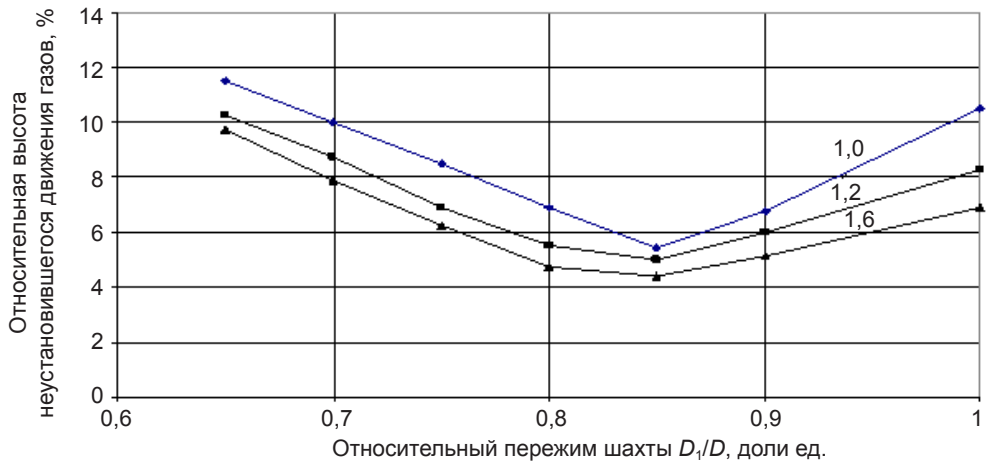


Рис. 5.5. Зависимость высоты неустойчившегося движения газа в шахте печи от величины ее относительного пережима D_1/D (ось абсцисс) и соотношения поперечного размера горна и шахты D_2/D (цифры у кривых)

Зона одномерного движения газа формируется наилучшим образом при относительном размере пережима $D_1 = 0,85D$. Независимо от соотношения размеров горна и шахты, использование пережима вагранки в горновой ее части обеспечивает более равномерное распределение газа в горизонтальном сечении. Уменьшение поперечного размера горна не только улучшает газораспределение в шахте по всей ее высоте. Оно также обеспечивает сокращение расхода кокса на формирование холостой колоши до 38,4 %. Анализ сравнительных данных (рис. 5.4 и 5.5)

показал, что использование пережима шахты способствует формированию установившегося одномерного потока газа на меньшей высоте с равномерным его распределением по сечению шахты печи.

При традиционной фурменной подаче воздушного дутья, газовые струи располагаются практически горизонтально ($3\text{--}5^\circ$), ограничивая поступление газа в центральную часть печи и организуя при этом в основном периферийный характер его движения. В плавильных шахтных печах такое расположение фурм сопровождается «заплавлением» их расплавом, поступающим из верхних горизонтов слоя, что ухудшает подачу воздуха.

В результате исследований влияния параметров фурменного устройства на газораспределение в плотном слое, было установлено, что увеличение угла наклона фурм к горизонту до $17\text{--}25^\circ$ приводит к возникновению вертикальной составляющей вектора скорости, направленной в сторону горна. Это обеспечивает увеличение времени пребывания газов на горизонте установки фурм, а наличие горизонтальной составляющей скорости движения газов реализует более глубокое проникновение воздушных струй к центру агрегата. При этом повышается равномерность распределения газов и уменьшается относительная высота двумерного движения до $10\text{--}12\%$ (рис. 5.6) по сравнению с нулевым углом наклона.

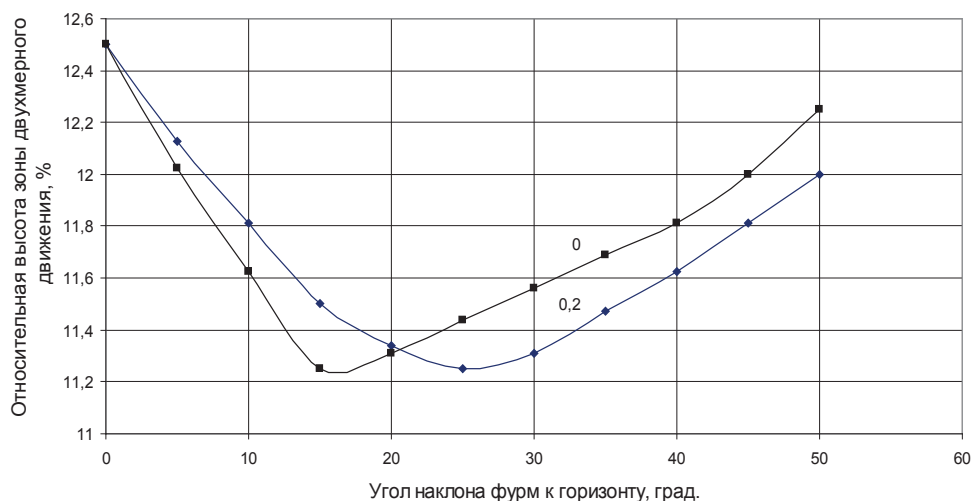


Рис. 5.6. Зависимость относительной высоты зоны двумерного движения газов от угла наклона фурм к горизонту и высова их носика (цифры у кривых, м) в рабочее пространство

Практические же данные использования наклонных фурм на промышленных агрегатах свидетельствуют о возможности достижения более значительного эффекта уменьшения зоны двухмерного движения газа до 20–30 %. Кроме того, при такой конструкции фурм вагранки уменьшается вероятность заливки их жидким расплавом, поступающим из верхних горизонтов, и увеличивается надежность и стабильность теплового режима плавильного агрегата.

При фурменной подаче воздушного дутья в вагранку, его распределение в горизонтальном сечении агрегата зависит от расстояния между фурмами по периметру. Эта зависимость подтверждена результатами расчетных исследований, приведенными на рис. 5.7. Анализ этих данных показывает, что, с увеличением расстояния между фурмами, относительная высота зон двух- и трехмерного движения газов возрастает. Эта зависимость в наибольшей степени проявляется при расстоянии между фурмами в диапазоне 0,0–0,4 м.

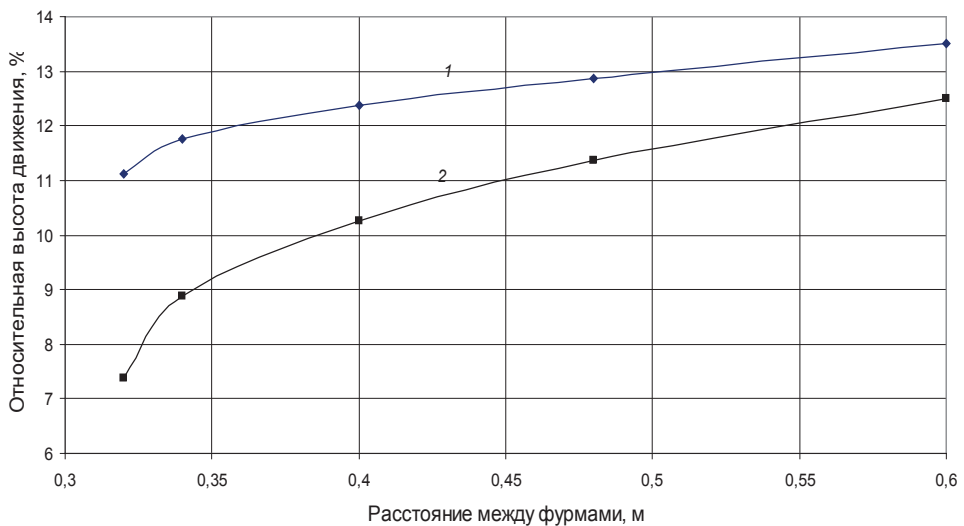


Рис. 5.7. Зависимость относительной высоты зон двух- 1 и трехмерного 2 движения газа от расстояния между фурмами в ряду

Экспериментальные исследования организации газораспределения на холодной модели шахтной печи диаметром 1,0 м позволили установить (рис. 5.8), что, при увеличении расстояния между фурмами, радиальная неравномерность распределения газа в горизонтальном сечении возрастает. Это изменение проявляется при круглой форме

рабочего пространства вагранки и расстоянии между фурмами более 0,6 м, а для прямоугольной формы рабочего пространства — расстоянии между фурмами более 0,5 м.

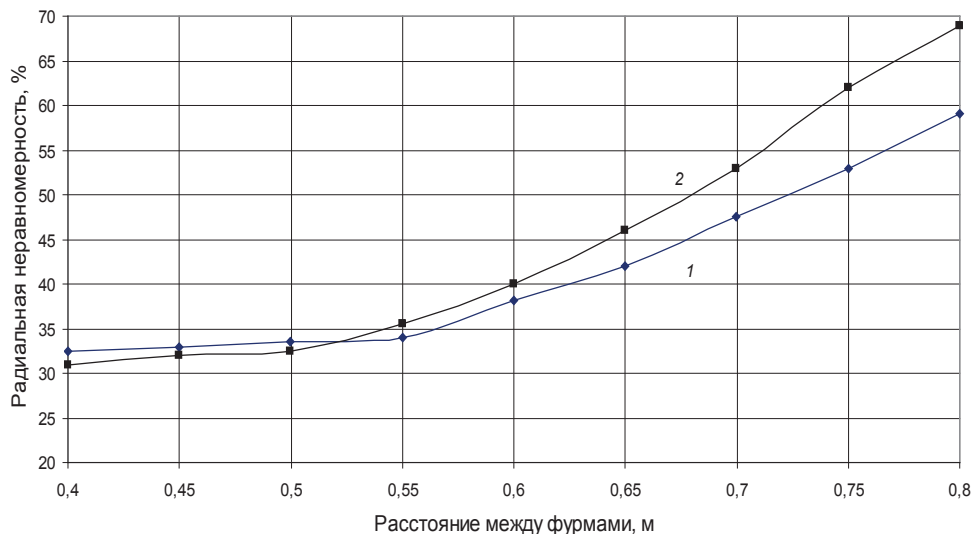


Рис. 5.8. Зависимость радиальной неравномерности распределения газов в моделях рабочего пространства шахтных печей поперечного сечения круглой 1 и квадратной формы 2 от расстояния между фурмами в ряду

Общее количество фурм в ряду для шахтных агрегатов без рециркуляции может быть установлено по выражению $n = \Pi / M$, где Π — периметр горновой части вагранки; M — рациональное расстояние между фурмами. Для вагранок круглого поперечного сечения обычно принимают $M = 0,6$ м, а для шахтных печей квадратного сечения — $M = 0,5$ м.

Одним из эффективных способов совершенствования тепловой работы шахтных печей, в которых используется кокс в качестве топлива, и повышения их технико-экономических показателей является подача воздушного дутья в рабочее пространство через два и более ряда фурм.

В таких условиях происходит догорание образовавшегося на нижних горизонтах слоя шихты монооксида углерода, благодаря чему обеспечивается предварительный подогрев загруженных материалов и снижаются общие энергетические затраты на технологический процесс. Изменяя соотношение расходов воздуха между рядами фурм, можно воздействовать на организацию процессов теплогенерации и теплооб-

мена в шахтных агрегатах. Такая система подачи дутья способствует увеличению протяженности по вертикали технологических зон плавления и перегрева расплава, что приводит к росту его конечной температуры. Однако вопрос о расположении второго ряда фурм и роли его в процессе плавки остается открытым из-за отсутствия надежных экспериментальных и расчетных данных.

Результаты математического моделирования и анализ особенностей развития полей скоростей в рабочем пространстве (рис. 5.9, а) показали, что, при увеличении расстояния между рядами фурм, высота зоны двухмерного движения газов возрастает. В наибольшей степени эти изменения происходят при подаче воздушного дутья на верхний ряд фурм не более 0,25–0,3 от общего расхода дутья. В таком случае высота зоны трехмерного движения достигает минимального значения при расстоянии между рядами фурм 0,65–0,85 м (рис. 5.9, б). Превышение данного интервала создает условия для образования по высоте слоя двух независимых зон трехмерного движения, которые растягивают процесс теплогенерации по высоте слоя, снижая максимальный уровень температур и ухудшая показатели работы шахтных печей ваграночного типа.

Раздельная подача воздуха в вагранку по рядам фурм при расстояниях между ними более 0,65–0,85 м создает условия для формирования двух отдельных зон горения твердого топлива, рассредоточенных по высоте печи, что существенно затрудняет управление технологией переработки шихты. Следует также отметить, что эффективность тепловой работы вагранки при подаче воздушного дутья через несколько рядов фурм проявляется только при достаточном количестве дутья и рациональном распределении воздуха между верхним и нижним рядами фурм в соотношении около 30/70. Статистические исследования особенностей движения газа в шахтных печах позволили связать условия завершенности теплообмена с поперечным размером печи и условиями подачи воздуха через фурмы, определяющими распределение газа (рис. 5.10). Таким образом обеспечивается возможность установления рациональных значений конструктивных параметров шахтной печи и фурм.

Необходимый исходный состав перерабатываемых материалов для получения конечного продукта с требуемыми свойствами рассчитывается с использованием закономерностей термодинамических, кинетических и массообменных процессов.

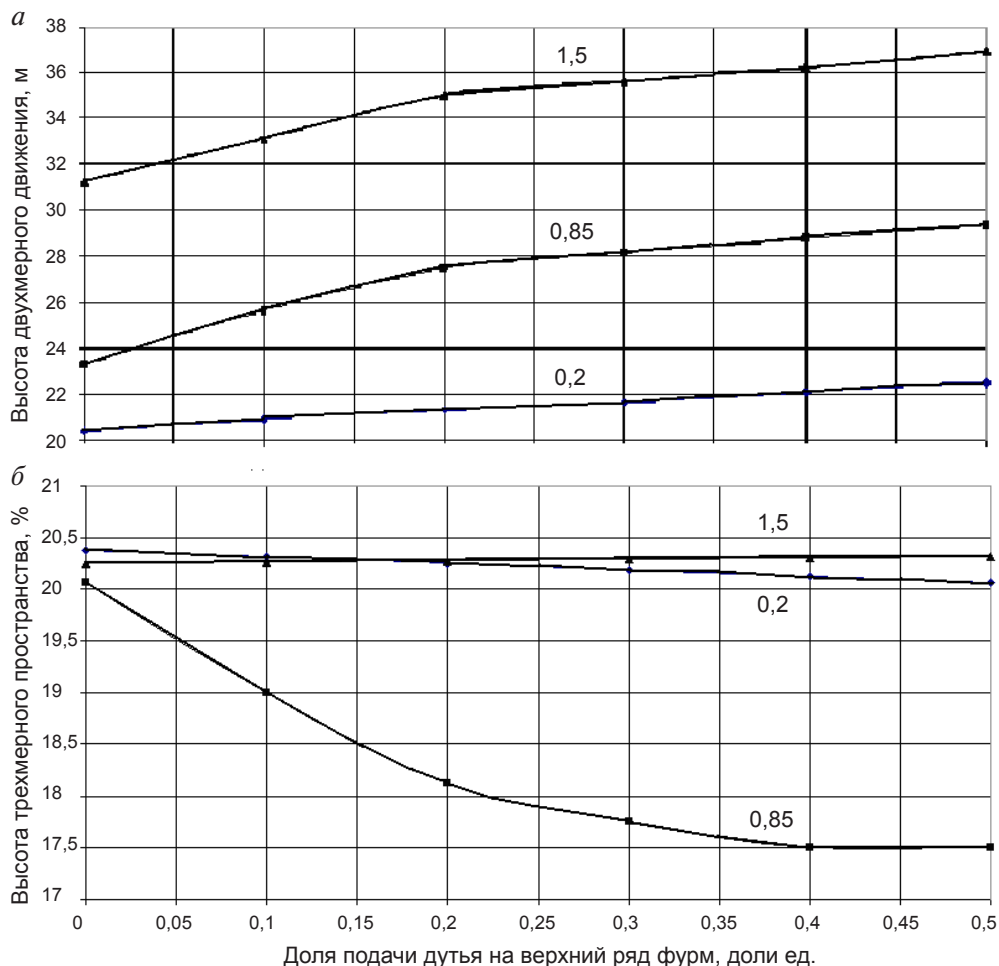


Рис. 5.9. Зависимость высоты зон двух- (а) и трехмерного (б) режима движения газа от доли подачи воздуха на верхний ряд фурм и расстояния между рядами фурм (цифры у кривых, м)

Выбор рациональной величины рабочей и коксовой колоши для реального производства следует устанавливать в результате решения задач нагрева шихты в условиях нестационарной теплопроводности. В промышленности же размер колош, как правило, ограничивается определением трудозатрат обслуживающего персонала, что, при отсутствии необходимого и постоянного технологического контроля, увеличивает вес колош в 1,5–2,5 раза от их рациональной величины. В итоге такое отношение к выбору веса колош сопровождается снижением производительности печи, повышением общего расхода то-

плива на процесс и повышением объема вредных выбросов в атмосферу, главным образом CO.

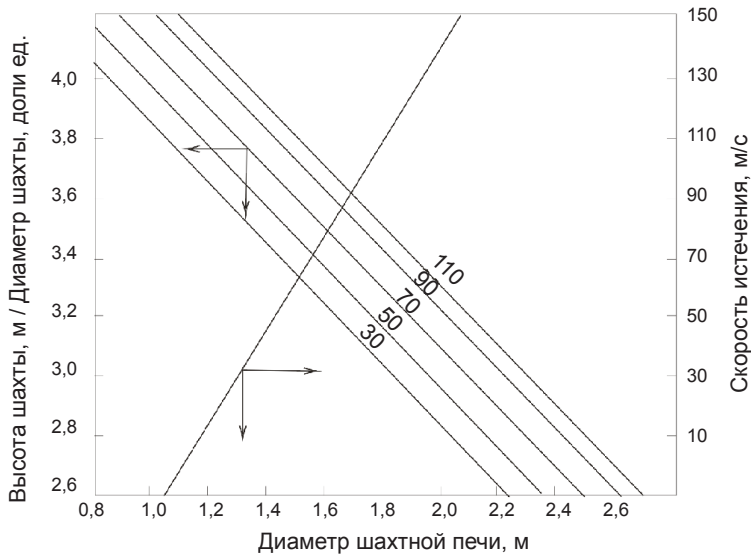


Рис. 5.10. Зависимость высоты вагранки и скорости истечения воздуха (цифры у прямых, м/с) от ее диаметра

Для получения высоких технико-экономических показателей работы шахтных печей ваграночного типа, отапливаемых твердым топливом, целесообразно использовать малоактивный кокс, который способен в процессе плавки достичь практически в первозданном виде зоны высоких температур. Анализ статистических данных работы вагранок с использованием малоактивного кокса указывает на возможность увеличения температуры расплава на 3°C при возрастании среднего диаметра куска кокса на 1 мм.

Поскольку скорость восстановления диоксида углерода в редуccionной зоне зависит в числе прочих факторов и от размеров кусков топлива, то желательно связывать их размеры с параметрами печи. На практике установлено, что при периферийном режиме горения топлива, для распространения высокотемпературной зоны на центральную часть печи, следует использовать определенный размер куска твердого топлива для каждой высоты слоя.

5.4. Пути совершенствования технологии ваграночной плавки чугуна

Технологические процессы в чугунолитейных вагранках в общем виде могут быть представлены в соответствии с последовательно протекающими стадиями:

- подготовительной — подготовка самой вагранки к очередному циклу ваграночной плавки;
- основной — тепловая обработка компонентов шихты в чугун и шлак в условиях развития процессов тепломассообмена;
- заключительной — выпуск литейного чугуна и шлака и обеспечение технологических требований работы вагранки — улавливания пыли, утилизации вторичных энергетических ресурсов и пр.

На каждой из указанных стадий существуют свои пути совершенствования технологий. Их поиск и реализация определяют улучшение энергоэффективности и ресурсоемкости получения конечного продукта — литейного чугуна.

Улучшение технико-экономических показателей выплавки литейного чугуна предусматривает разработку технологических и теплофизических мероприятий.

Технологические пути совершенствования обычно разрабатываются по трем направлениям:

- 1) совершенствованию элементов конструкции вагранки —
 - выбору общей рациональной схемы агрегата;
 - выбору системы загрузки компонентов шихты;
 - выбору системы подачи воздушного дутья;
 - выбору системы сбора продуктов плавки и выдачи их из вагранки;
 - выбору системы организованного отбора газа из надслоевого пространства — колошника, закрытого от окружающей среды, с последующей очисткой газа от пыли, дожиганием горючих компонентов и рассеиванием газообразных продуктов в атмосферу;
 - выбору устройства для нагрева воздушного дутья;
- 2) подготовке шихты к плавке и загрузке в вагранку —
 - выбору железосодержащих компонентов шихты по химическому и гранулометрическому составу;

- выбору топливных компонентов шихты по гранулометрическому составу;
 - определению массы загружаемых колош и последовательности их загрузки для обеспечения наиболее выгодных условий тепловой обработки загруженных материалов;
- 3) организации режимов, реализующих технологию выплавки литейного чугуна, —
- организации газодинамического режима для обеспечения равномерного распределения газового потока по горизонтальному сечению вагранки и, как следствие, эффективного развития физико-химических процессов;
 - организации теплового режима, способного осуществить развитие физико-химических процессов в компонентах шихты.

Среди теплофизических путей совершенствования технологии ваграночной плавки целесообразно выделить два направления:

- 1) интенсификацию процессов тепломассообмена в объеме загруженной шихты —
- при использовании акустического поля, сформированного непосредственно в слое;
 - использовании подогретого дутья;
 - обогащении дутья кислородом;
- 2) улучшение энергоэффективности технологии ваграночной плавки —
- при использовании комбинированного топлива — кокса или угля и природного газа;
 - снижении тепловых — физических и химических потерь — тепла с отходящими газами;
 - контроле газодинамики и развитии тепломассообменных процессов.

Далее будет более подробно рассмотрена роль каждого из перечисленных выше мероприятий.

При анализе состава шихтовых материалов, наибольшее внимание уделяют характеристикам кокса. Очень важно для работы чугунолитейной вагранки иметь малоактивный кокс. По технологическому назначению этот компонент шихты в шахтных печах выполняет ряд специфических функций:

- кокс — источник тепла, обеспечивающий необходимое тепловое состояние слоя шихты;

- кокс при сгорании в потоке воздушного дутья формирует поток газа, который в режиме противотока осуществляет нагрев твердых компонентов, охлаждаясь до относительно низкой температуры (не выше 200–300 °С). Это обеспечивает эффективное использования тепла, в результате чего тепловой КПД вагранки может достигать 70–75 %. Следует также отметить, что поток газа при наличии в нем повышенной концентрации монооксида углерода обеспечивает восстановление оксидов металлов шихты до металлического состояния;
- кокс — единственный компонент шихты, куски которого практически без изменения своих размеров в условиях противоточного движения газа и шихты доходят до фурменных зон, формируя условия для дренажа и сбора расплава, а также обеспечивая равномерное газораспределение по горизонтальному сечению вагранки;
- кокс также способствует разрыхлению шихты при ее движении от уровня сыпи до фурменных очагов.

Используемое в вагранках как заменитель кокса твердое топливо должно удовлетворять следующим требованиям:

- содержание минерального балласта — золы, шлакообразующих компонентов шихты и др. — не должно превышать 7–12 %;
- показатели прочности в холодном состоянии должны быть в пределах — М25 не менее 85–86 % и М10 не выше 7,0–7,5 %, — а при высокой температуре — показатель CSR не менее 60 % мас. и CRI не более 30 %;
- гранулометрический состав должен быть представлен при насыпной плотности 430–480 кг/м³ кусками топлива класса 40–80 мм в количестве не менее 80 %.

В процессе слоевого горения кокса в нижней части шахты, образующиеся газы фильтруются через подогревательную зону, в которой скорость восстановления диоксида углерода в существенной мере зависит от размеров его кусков. Кроме того, чем больше диаметр вагранки, тем крупнее должны быть куски кокса, поскольку, преимущественно в периферийном режиме движения газа, высокотемпературная зона проникает к центру вагранки только если куски кокса достаточно большие. Практика показывает, что каждый дополнительный миллиметр среднего диаметра куска кокса приводит к увеличению температуры перегрева чугуна в среднем на три градуса. Это заключение справед-

ливо для вагранок открытого типа. Влияние размеров кусков кокса существенно снижается в технологиях выплавки чугуна в вагранках закрытого типа. При этом все большее значение приобретают газодинамические факторы, позволяющие при увеличении производительности вагранки изменять равномерность распределения газов в объеме слоя шихты.

При анализе теплового баланса вагранки важно отметить, что основными источниками тепловых потерь при ее работе являются теплота химического недожога и физическая теплота отходящих газов. Для уменьшения потерь химической теплоты газообразных продуктов плавки следует стремиться к снижению содержания в них монооксида углерода. Для этого необходимо, во-первых, свести к минимуму образование СО уже в холостой колоше кокса, обеспечивая одновременно нужный перегрев чугуна, и, во-вторых, ограничить развитие реакции восстановления диоксида углерода в верхних горизонтах шахты содержащимся в них углеродом рабочих колош кокса. Для того чтобы не допускать увеличения потерь с физическим теплом отходящих газов, целесообразно поддерживать удельный расход воздуха на вагранку не ниже $80\text{--}90 \text{ м}^3/(\text{м}^2\cdot\text{мин})$. В противном случае, при недостатке воздуха в холостой колоше, интенсивно развиваются эндотермические процессы восстановления диоксида углерода углеродом кокса.

Однако остаются нерешенными вопросы, связанные с организацией газодинамического режима работы вагранки с закрытым колошником в условиях принудительного отбора газа из ее рабочего пространства. В этом случае газодинамический режим определяется не только в соответствии с распределением и перемещением материалов по внутреннему объему вагранки. При высоте нагреваемого слоя в чугунолитейных вагранках 4–5 м, движение газообразных сред происходит за счет разницы давлений между горном и колошником, что зависит от условий подачи воздуха в слой шихты и особенностей удаления газа из рабочего пространства.

Различие скоростей движения материалов по горизонтальным сечениям печи существенно влияет на время достижения различными компонентами шихты горновой части печи. Одновременно с этим происходит перемешивание компонентов шихты с преимущественным движением крупных кусков и кусков с пониженной плотностью у стен печи. Такому процессу будет способствовать расширение

внутреннего поперечного размера рабочего пространства. Образующийся при перемещении шихты разрыхленный слой материалов вдоль корпуса печи в результате сегрегации (разделения по крупности и плотности) имеет повышенное содержание кокса и крупных кусков шихты. Чем ближе к центру печи располагаются материалы, тем ниже их температура и меньше глубина термохимических преобразований. Однако при относительно малом газодинамическом сопротивлении слоя и высоких скоростях движения газа могут возникать условия для преимущественного его движения в центральной части шахтной печи (центральный ход), где развивается основная часть преобразований шихтовых компонентов. Ограниченный объем нагреваемых материалов при центральном характере движения газов снижает производительность агрегата и увеличивает удельный расход топлива.

Практика производства чугуна в вагранке показывает, что улучшение распределения материалов в поперечном сечении агрегата всегда сопровождается улучшением газодинамической обстановки в рабочем пространстве шахтных печей при равномерном опускании шихты с предотвращением ее подвисания или образования продувов.

Основной задачей при управлении работой чугунолитейных вагранок является организация эффективного процесса теплогенерации в объеме высокотемпературной окислительной зоны с учетом особенностей протекания физико-химических преобразований при тепловой обработке кусковых материалов по всей высоте слоя. При этом необходимо стремиться обеспечить равномерное распределение продуктов слоевого сгорания топлива в горизонтальном сечении вагранки. Управление процессом слоевого горения твердого топлива наиболее оперативно и эффективно достигается путем распределения воздушного дутья по фурмам. Воздействуя на параметры давления, расхода и температуры дутья, всегда можно получить рационально необходимое распределение воздуха по периметру печи. При проектировании новой вагранки или реконструкции существующей, особое внимание уделяют организации подачи дутья в рабочее пространство (вид, размер и количество фурм, их распределение в области повышенных температур как по периметру, так и по высоте слоя).

В шахтных плавильных печах (чугунолитейные и минераловатные вагранки, шахтные печи цветной металлургии и др.) ввод воздушно-го дутья осуществляется через фурменные устройства, равномерно

установленные по периметру нижней части рабочего пространства в один — три ряда по высоте слоя. Такой ввод дутья через фурмы сопровождается в прилегающих к ним областях образованием зон циркуляции материалов, благодаря чему активизируются в этих областях процессы тепломассообмена. Изменяя объем зон циркуляции за счет распределения воздуха по периметру агрегата, увеличения глубины проникновения воздушного дутья к центральным слоям шихты, используя многорядное расположение фурм и оптимальные их конструктивные параметры, формируют условия для эффективного распределения газа и использования топлива.

Аналогичное воздействие на развитие газодинамических процессов в рабочем пространстве вагранки вызывает использование акустического поля, сформированного непосредственно в слое. При этом эффект его влияния можно наблюдать как на твердых элементах объекта воздействия, так и в среде движущегося вокруг них газового потока.

Взаимодействие внешнего акустического поля с твердыми элементами плотного слоя может сопровождаться изменением агрегатного состояния обрабатываемых материалов (полным или частичным), изменением физико-химических свойств отдельных фаз, дроблением и коагуляцией дисперсных частиц, гомогенизацией твердых элементов. В большинстве случаев получаемый эффект связывают с рассеиванием акустической энергии в результате отражения, распределения, дифракции, интерференции и поглощения излучения. При этом отдельные частицы слоя испытывают действия колеблющейся среды, радиационного давления плоской звуковой стационарной волны, а также сил гидродинамического притяжения и отталкивания между твердыми элементами, которые формируют однонаправленные вихревые потоки — акустические течения, различающиеся по размеру как крупно-, средне- и мелкомасштабные. Их различия определяются условиями передачи энергетического импульса вследствие возникновения вязкостных потерь. Рассматривая слой кусковых материалов как совокупность каналов переменного сечения, можно прийти к заключению, что действие усилий звуковых колебаний распространяется не более чем на 2—3 диаметра куска. При этом наличие значительных турбулизирующих факторов в насадке в виде изменяющихся направлений движения газов существенно ограничивает развитие сил притяжения и отталкива-

ния между ними. Поэтому в слоевых установках результат внешнего акустического воздействия связывают в основном только с наличием вязкостных сил Стокса между колеблющимся потоком внешней среды и омываемыми элементами слоя. Образующиеся в нем стоячие звуковые волны формируют нестационарное скоростное поле газового потока w_r в направлении x в виде периодически изменяющихся во времени τ узлов и пучностей, определяемых по его параметрам,

$$w_r = A \frac{\omega}{c} \sin\left(\frac{\omega}{c} x\right) \cos(\omega\tau),$$

где w_r — скорость газа, м/с;

A — амплитуда колебаний, м;

ω — угловая частота, Гц;

c — скорость звука, м/с.

В таком случае для каждого элемента слоя диаметром d_q , который перемещается в направлении x в потоке газа, расход которого V_r и динамическая вязкость μ_r , условия равновесия будут

$$m_q \frac{d^2 x}{d\tau^2} = 3\pi\mu_r d_q \left(V_r - \frac{dx}{d\tau} \right).$$

При начальных условиях входа акустического поля в слой $\tau = 0$ и $x = 0$, траектория движения отдельных частиц газа может быть представлена в виде

$$x(\tau) = \frac{D^2 \cos(\omega\tau)}{w_r} t_p \exp\left(-\frac{\tau}{t_p}\right) + \frac{D}{\omega} \sin(\omega\tau - \varphi), \quad (5.1)$$

где

$$D = \frac{V_r}{\cos(\omega\tau) \sqrt{1 + \omega^2 \tau^2}} = \frac{a\omega \operatorname{tg}\left(\frac{2\pi}{\lambda}\right)}{\sqrt{1 + \left(\frac{\pi\rho_r v}{9\mu_r}\right)^2}}.$$

Здесь λ — длина волны, м; ρ_r — плотность газа, кг/м³; v — частота колебаний, Гц;

$$t_p = \frac{m_q}{3\pi\mu_r d_q} = \frac{\rho_r d}{18\mu_r}.$$

Здесь $m_{\text{г}}$ — масса частиц газа, кг;

φ — сдвиг по фазе между колебаниями газа и материалов, град,

$$\varphi = \arctg(\omega t_p) = \arctg\left(\frac{\pi \rho_{\text{г}} d^2 v}{9 \mu_{\text{г}}}\right).$$

Анализ выражения (5.1) показывает, что частицы слоя, находящиеся в поле акустических колебаний, совершают синусоидальные движения около некоторого среднего положения со сдвигом по фазе φ , приближаясь к нему во времени с затуханием амплитуды. При расходе газа $V_{\text{г}}$, в зависимости от значений акустического числа Рейнольдса $Re_a = \frac{\rho_{\text{г}} V_{\text{г}} \lambda}{\mu_{\text{г}}}$, для среды плотностью $\rho_{\text{г}}$ в акустическом поле с дли-

ной волны λ различают три характерных режима движения омывающего потока: течение вне пограничного слоя, в пограничном слое и быстрое течение без учета пограничного слоя. Рассматривая омывание колеблющимся газовым потоком отдельных частиц, выделяют возникающие вокруг них газовые вихри, которые вращаются вокруг частиц в направлениях, противоположных движению газа вне пограничного слоя. Значение этих движений определяется по значению акустического критерия Re_a , амплитудой колебательного смещения частиц относительно направления движения и числу Маха, представляющему собой отношение скорости потока газовой среды $w_{\text{г}}$ к местной скорости звука c , т.е. $M = w_{\text{г}}/c$. Режимы движения газа развиваются в пределах от области существования только пограничного слоя (при $Re_a > 10$) до протяженности всего движущегося потока (при $Re_a < 10$).

Теоретическое решение по определению закономерностей развития тепломассообменных процессов в отмеченных условиях было достигнуто применительно только к идеальным условиям акустической обработки отдельных тел простой формы (шар, цилиндр). Используя уравнения пограничного слоя, были установлены закономерности изменения интенсивности переноса тепла и массы при различных числах Прандтля, Рейнольдса и Гросгофа под действием внешних периодических колебаний. В результате чего были выделены две предельные области развития тепломассообменных процессов в звуковом поле. При длине волны внешних колебаний, существенно

большей геометрических размеров тела, в среде со значениями числа $Pr = \nu/a < 1$, перенос вещества выполняется вторичными потоками, а влияние пульсационных составляющих оказывается незначительным. При этом коэффициенты переноса газа линейно определяются скоростью колебаний, обратно пропорционально квадратному корню из величины частоты этих колебаний. При больших же числах $Pr = \nu/a > 1$, перенос массы потока производится внутренним вязким вихрем вторичных течений и является квазистационарным. Полученные данные хорошо согласуются с результатами натурных экспериментальных исследований.

Процессы распространения упругих колебаний в условиях реального продуваемого плотного слоя, включающего взаимосвязанные твердые элементы, существенно усложняются. При полидисперсной структуре обрабатываемого слоя, а также в присутствии существенной нелинейности движения струй газа в межкусковом пространстве слоя с образованием дополнительных турбулентностей, воздействие реальной газовой среды на твердые элементы нельзя считать упругим. При этом результирующий эффект их взаимодействия зависит от микро- и макронеоднородностей распределения твердых элементов слоя, условий столкновения не только с бегущей в направлении акустического воздействия волны, но и с образующимися отраженными и встречными струями. Различие условий распространения периодических колебаний газовой среды в слое кусковых материалов обусловлено изменением степени поглощения и отражения энергии акустической волны. Наличие отраженных от твердых кусков шихты акустических волн, а также возникновение гармоник от границ раздела фаз создают реальные условия для полной диссипации колебательной энергии. Процесс затухания внешних возмущений при их распространении в продуваемых многокомпонентных слоях шихты сопровождается образованием колебаний с широким спектром собственных частот, способных изменяться в существенных пределах в поле внешних колебаний при их интерференции и дифракции в слое. Наличие значительной нелинейности элементов обрабатываемой среды при распространении в ней периодических колебаний определенной интенсивности обеспечивает возникновение регулярных течений в направлении воздействия — акустический ветер. Присутствие дополнительных диффузионных потоков в слое формирует условия для интенсификации массообменных процессов. Для получе-

ния наибольшей величины этого эффекта, параметры внешних акустических колебаний необходимо синхронизировать с внутренними источниками по частотам колебаний (явление резонанса). Результат суммарного воздействия будет наибольшим при определенных амплитудах и частотах внешнего акустического поля, близких к частоте собственных колебаний твердых элементов слоя. Возникающие результирующие воздействия на уровень давления и скорости потоков определяют их устойчивость и структуру стационарного движения. Наибольшее воздействие энергии акустических колебаний концентрируется в точках неустановившейся структуры вещества (межфазные поверхности, дефекты структуры, внешние и внутренние неоднородности). В этом случае около периодически движущихся частиц возникает зона локального вакуума или давления ΔP , величина которого пропорциональна коэффициенту K , амплитуде колебаний A , квадрату угловой частоты колебаний ω^2 , квадрату эффективного размера канала (d_k^2) и плотности частицы ρ_m ,

$$\Delta P = K (A\omega^2 d_k^2 \rho_m) / 2g,$$

что обеспечивает в слое образование дополнительных конвективных потоков.

На каждую твердую частицу слоя плотностью ρ_m , находящуюся в поле внешних акустических колебаний с амплитудой A и угловой частотой ω , в газовой среде со скоростью звука c действует суммарное давление P , атм (рис. 5.11),

$$P = P_o + A\rho_m c \omega \cos[\omega(\tau - x/c)].$$

При этом, помимо общего давления движущегося газа P во внешнем акустическом поле с уровнем звука J , действует дополнительная периодическая сила P_a с амплитудой колебаний A

$$P_a = A\rho_m c \omega = \sqrt{2J\rho_m c}.$$

Величину этой силы можно устанавливать через конструктивные и технологические параметры процесса с изменением величины входных воздействий.

Если представить слой кусковых материалов (неподвижный или движущийся) как совокупность отдельных частиц различного гранулометрического состава, которые находятся в контакте между собой

и разделены порами в виде каналов переменного сечения, то независимо от степени их разобшенности газовой средой, всю рассматриваемую систему можно описать в виде единой структурной схемы. При воздействии внешнего акустического поля, твердые элементы слоя подвергаются действию динамического и статического напоров движущегося газа. В поперечном направлении каждый твердый элемент слоя испытывает действие силы Релея. При этом падающая на твердые частицы слоя акустическая волна с угловой частотой ω и амплитудой A , омывая их с внешней стороны, формирует поле давлений, действующее в обратном (отраженном) направлении. Образующаяся за частицами акустическая волна в виде турбулентных колебаний давления газа является излучающей и может быть причиной «озвучивания» последующих элементов слоя. Избыточное давление газа между частицами, вызванное внешними колебаниями поверхностей, компенсируется оттоком избыточного или недостающего количества газа через поры в основном в направлении распространения колебаний. При этом происходит возникновение дополнительного движения газовой среды, которое вызвано внешними колебаниями и обеспечивает интенсификацию тепломассообменных процессов на поверхности каждого куска (рис. 5.11).

В результате вынужденных колебаний твердых элементов слоя различной интенсивности в акустическом поле, амплитуда которых определяется как параметрами внешнего воздействия, так и их акустическими характеристиками, возникают низкочастотные мелкомасштабные контуры движения частиц слоя. Появляющиеся колебания способствуют разрушению пограничного слоя около колеблющихся кусков и возникновению дополнительных конвективных потоков.

В слое с высокой порозностью появляются контуры колебаний групп частиц, которые способствуют возникновению поршневого эффекта. При совпадении частоты внешних колебаний с частотой собственных колебаний элементов слоя, возникает явление резонанса и амплитуда колебаний твердых элементов слоя постепенно возрастает без нарушения контактов между частицами. Этот эффект является существенным для развития тепломассообменных процессов в слое.

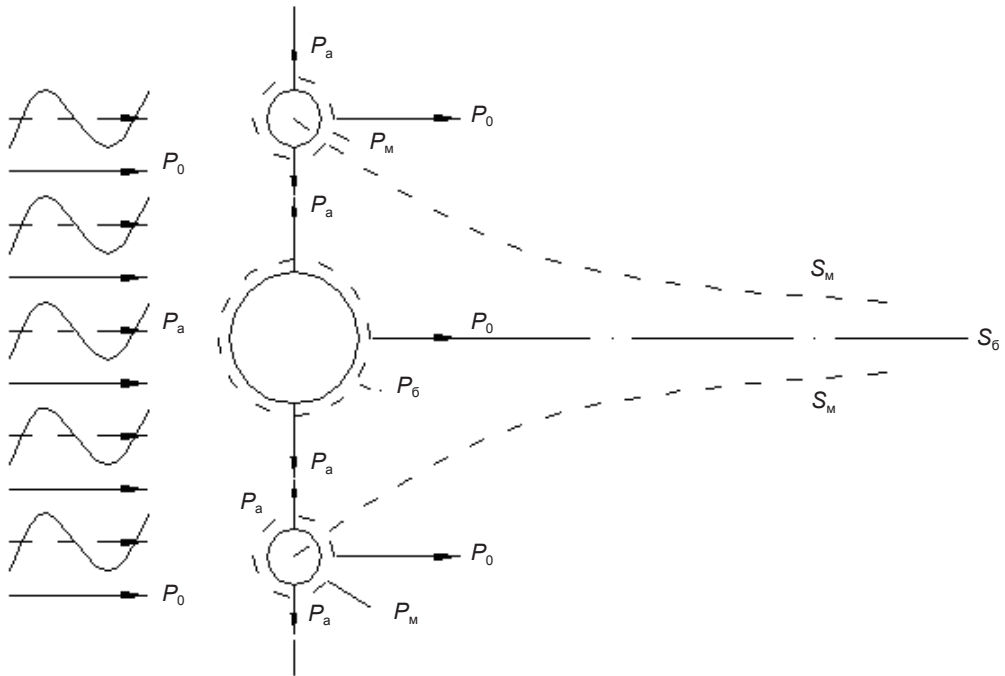


Рис. 5.11. Схема акустического воздействия на твердые элементы слоя:

P_0 — статическое давление газового потока; P_a — акустическое (волновое) давление;
 P_m — разрежение около малых элементов; $P_б$ — разрежение около больших элементов;
 S_m — траектория движения малых элементов; $S_б$ — траектория движения больших элементов

При полидисперсной структуре слоя кусковых материалов, колебания его частиц вызывают формирование вокруг них локальных зон с отличным от внешней окружающей среды давлением. Чем больше размер обрабатываемых кусков, тем эта разница значительней. Поэтому в плотном слое, под действие внешних акустических колебаний, мелкие частицы перемещаются ближе к крупным, вокруг которых образуется локальная зона повышенного разрежения. Это обеспечивает возможность удержания мелких пылевидных фракций в структуре слоя под действием акустического поля и формирование вокруг них зоны с увеличенной концентрацией пылевых элементов. При наличии в системе пылевых компонентов сил адсорбции или абсорбции может происходить коагуляция частиц с увеличением их размеров. Этот процесс является основой для дополнительного осаждения пылевых элементов непосредственно в обрабатываемом слое.

Таким образом, при воздействии внешнего акустического поля с заданными параметрами на слой кусковых материалов различной степени дисперсности, возникают условия для сближения крупных и мелких частиц и обеспыливания отводимых газов непосредственно в рабочем пространстве слоевых агрегатов.

Если учесть, что слой кусковых материалов представляет собой систему из отдельных твердых элементов, имеющих различную частоту собственных колебаний, то для интенсификации тепломассообменных процессов с наибольшим поглощением внешней энергии необходимо использовать источник периодических колебаний с широким спектром частот. Чем сложнее объект воздействия, тем шире диапазон его собственных частот. Поэтому для обеспечения явлений резонанса внешних колебаний с твердыми элементами слоя целесообразно применять газоструйные излучатели, акустическое поле которых характеризуется широким спектром формируемого ими излучения, возможностью обеспечения заданной интенсивности излучения, высоким КПД и простотой конструкции.

Таким требованиям наиболее полно удовлетворяют акустические излучатели типа свистка Гартмана (рис. 5.12). Подобные излучатели позволяют генерировать колебания с несущей частотой 150–250 Гц и мощностью 150–500 Вт.

Подаваемый в трубу 1 компрессорный воздух выходит в окружающую среду через сопло 2 с повышенной скоростью и поступает в металлический резонатор 3, выполненный в виде полого стакана. Воздушная струя, достигнув торцевой стенки резонатора, отражается от нее и возвращается к выходу. Здесь происходит столкновение первичной воздушной струи из сопла и отраженной от внутренней стенки резонатора.

В результате столкновения двух воздушных струй осуществляется преобразование кинетической энергии движущихся потоков в энергию акустического излучения, которое с помощью вогнутой фокусирующей поверхности 4 передается в область интенсификации тепломассообменных процессов. Акустические излучатели, как правило, располагают равномерно по периметру рабочего пространства непосредственно на фурмы основного ряда (рис. 5.13).

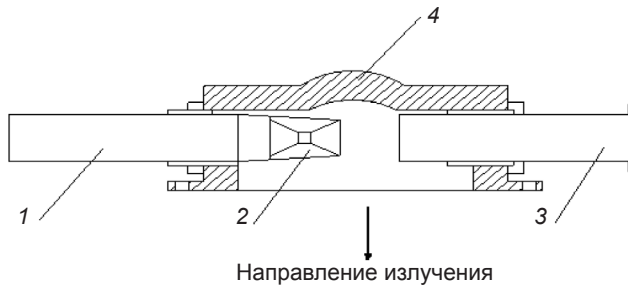


Рис. 5.12. Конструкция акустического излучателя:

1 — труба к соплу; 2 — воздушное сопло; 3 — резонатор; 4 — фокусирующая плоскость

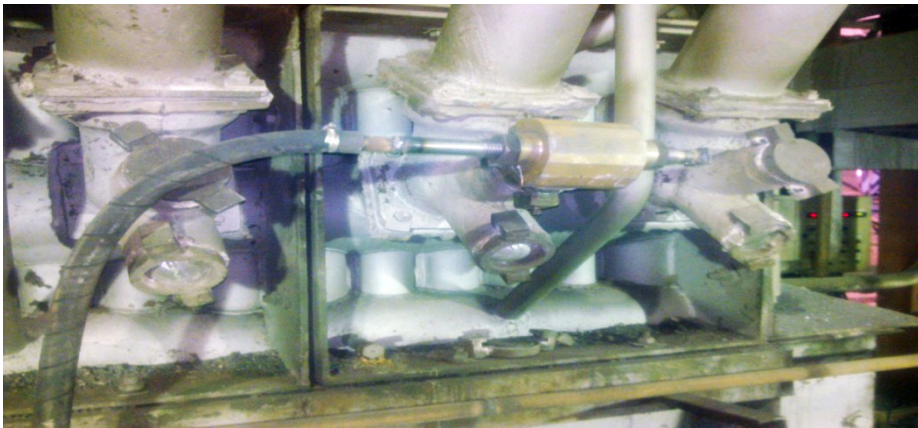


Рис. 5.13. Пример установки акустического излучателя на фурмах шахтных печей

Использование импульсно-энергетических воздействий акустического поля для осуществления технологических процессов хорошо известно. Влияние упругих колебаний на динамическую вязкость потоков позволяет изменять условия течения и перемешивания неньютоновских жидкостей, обеспечивая увеличение значений коэффициентов диффузии. В условиях существенной нестационарности распространения звуковых колебаний происходит разрушение теплового пограничного слоя вдоль твердых поверхностей, что способствует усилению интенсивности внешней теплопередачи. Возбуждение при этом собственных колебаний системы обеспечивает развитие явлений теплопроводности между ее элементами, закономерности которых зависят от скорости и длины волны. Наличие многочисленных побочных дополнительных эффектов, сопровождающихся использованием энергии акустического поля, способствует развитию массообменных

процессов при интенсивности внешних колебаний выше порогового значения 120–146 дБ.

При исследовании воздействия звуковых колебаний на слоевые процессы путем предварительного озвучивания газовых потоков в отдельном газораспределительном объеме (распределительный коллектор), было установлено, что эффект благоприятных воздействий акустических колебаний на развитие тепломассообменных процессов проявился ниже ожидаемого, а энергетические затраты оказались существенно выше предполагаемых. Это связано в основном с частичным поглощением энергии звуковых колебаний промежуточными элементами системы воздухоподачи (трубопроводами, распределительным коллектором, фурмами) и ограниченным участием твердых компонентов слоя, подвергающихся воздействию акустического поля. Практика же прямого воздействия периодических колебаний на высокотемпературные процессы в слое шихты указывает на существенные преимущества данного способа формирования поля звуковых колебаний непосредственно в рабочем пространстве агрегата. В то же время периодические колебания оказывают значительное знакопеременное влияние на различные этапы развития физико-химических процессов рассматриваемой системы, начиная с межмолекулярного уровня и заканчивая макропроцессами в объеме рабочего пространства технологического агрегата.

Чем сложнее система, тем большее количество различных эффектов проявляется при воздействии на нее периодическими колебаниями. Степень внешнего воздействия периодических возмущений на объект можно изменять с помощью изменения параметров источника колебаний (конструктивные, технологические, кинетические и др.) или количественных характеристик поля (частота, амплитуда). Как правило, технологические параметры самой системы устанавливаются независимо от свойств и характеристик внешних источников колебаний. Поэтому для управления энергетическим воздействием акустического поля на слоевые процессы требуется изучение закономерностей изменения основных и дополнительных эффектов, проявляющихся в плотном продуваемом слое кусковых материалов. Акустические колебания, воздействуя на пограничный слой движущегося газового потока в межкусковом пространстве и разрушая его, активизируют теплообменные и массообменные процессы. При этом воздействие колебаний распространяется не только на лобовую часть обтекаемых элементов (кусков) плотного слоя, но и изменяет условия

развития процессов тепло- и массообмена в кормовой части набегающего на элементы слоя газового потока. Разрушение пограничного слоя происходит, таким образом, по всей поверхности каждого куска. Особенно это относится к высокотемпературной зоне печи, где устанавливаются акустические излучатели. В этой области слоя ускоряются физико-химические процессы, такие как нагрев и плавление шихты, шлакообразование. В данной же области происходит более полное горение кокса, из-за чего снижается значение химического недожога топлива и его удельный расход.

Влияние акустических колебаний на газодинамику слоя оказывается сложнее. Если учесть, что общий расход компрессорного воздуха на излучатели составляет не более 1,0 % от общего объема подаваемого воздушного дутья на агрегат, то ускорение процессов плавления и увеличение скорости движения материалов в высокотемпературных областях шахтной печи достигается в основном за счет воздействия акустического поля на шихтовые материалы. Эти процессы сопровождаются разрыхлением слоя, т. е. увеличением его порозности, благодаря чему уменьшается его газодинамическое сопротивление. Как правило, при этом появляется возможность увеличения подаваемого расхода воздуха, напрямую приводящее к росту производительности печи. В определенной степени снижению газодинамического сопротивления слоя при использовании акустических излучателей способствует разрушение шлаковых настывлей, образующихся в печи как в районе фурм, так и на уровне засыпи шихтовых материалов. После разрушения настывлей создаются условия, исключающие возможность их повторного образования.

Частицы пыли, при воздействии на них акустического поля, как и газовая среда, совершают периодические колебания, создавая вокруг себя зону разрежения. Чем больше поперечный размер частиц, тем большая величина разрежения формируется вокруг них. В результате этого мелкие частицы в газовой среде перемещаются за счет разности давлений к более крупным. При наличии внешних сил взаимодействия (адсорбции, капиллярные явления и др.) происходит укрупнение частиц с увеличением скорости их витания и выпадением из общего газового потока. Вынос пыли из печи в таком случае существенно снижается.

Пылеподавление, при воздействии периодических акустических колебаний, в наибольшей степени проявляется в агрегатах с повышенным гидравлическим сопротивлением слоя. Проверка этого факта на промышленных агрегатах (минераловатные вагранки, агломе-

рационные машины) полностью подтвердила данные лабораторных исследований. В итоге исследований установлено: общее гидравлическое сопротивление слоя снижается на 15–20 %, а глубина химических преобразований возрастает на 20–25 %. Следует ожидать, что и в коксовой вагранке проявление подобных положительных эффектов будет происходить в результате использования энергии акустического поля при определенной частоте и мощности источников звука в зонах плавления и перегрева чугуна. Этот вывод нашел подтверждение в показателях работы чугунолитейной вагранки в опытном режиме (более года) с использованием энергии акустического поля.

Представленные в табл. 5.3 данные отражают эффективность работы шахтной печи в результате интенсификации ее режимов при использовании энергии акустического поля: средний выход чугуна увеличился на 8,0 % за счет более глубокого разделения металла и шлака. Снизился также выход пыли из печи на 7,7 % (с 0,026 до 0,024 т/т шихты). Более полное сжигание кокса и улучшение условий теплообмена в слое способствовало увеличению теплового КПД шахтной печи на 10,67 % (с 52,4 до 57,99 %). Сравнение основных показателей работы вагранки указывает на улучшение работы плавильного агрегата по главным показателям — выходу чугуна, выносу пыли, завершенности процессов окисления компонентов шихты и топлива, протекающих с выделением тепла. Эти изменения хорошо согласуются с теоретическими представлениями о влиянии акустических колебаний на развитие физико-химических процессов ваграночной плавки.

Таблица 5.3

Показатели работы вагранки в базовом и исследованном периодах

| Показатели | Базовый период | Работа при использовании акустического поля | Изменения, % |
|---|----------------|---|--------------|
| Расход топлива, т/т шихты | 78,0 | 74,1 | –5 |
| Расход воздуха, м ³ /т шихты | 183 | 183 | 0 |
| Выход чугуна, т/т шихты | 84,0 | 90,7 | 8,0 |
| Выход шлака, т/т шихты | 16,0 | 9,28 | –42,0 |
| Выход пыли, кг/т шихты | 0,026 | 0,024 | –7,7 |
| Общий приход тепла, кВт | 21 272 | 20 730,52 | –2,55 |
| Доля физического тепла чугуна, % | 18,86 | 21,09 | +11,82 |
| Доля физического тепла шлака, % | 25,9 | 27,99 | +8,07 |
| Тепловой КПД, % | 52,4 | 57,99 | +10,67 |

Таким образом, энергия акустического поля является эффективным средством интенсификации основных физико-химических процессов ваграночной плавки, что проявляется в снижении затрат на производство металла. Следует отметить, что, при эксплуатации вагранки в опытном периоде, сокращена трудоемкость работ по очистке ее рабочего пространства и соблюдению технологической инструкции по ведению плавки в шахтных печах.

Эффективность использования акустического поля с учетом разруляющего эффекта движущегося слоя увеличивается при выборе рационального профиля рабочего пространства вагранки, ее размеров (диаметра, общей высоты, расстояния между фурмами), а также при правильной организации удаления газообразных продуктов из шахтной печи, рациональная схема которых была осуществлена путем удаления колошникового газа через несколько отдельных распределенных газоотводов. В таком случае возможно увеличение общей производительности агрегата на 10–15 % при снижении расхода топлива на 10–12 % за счет улучшения газораспределения.

Помимо конструктивных особенностей шахтной печи, на показатели ее работы значительное влияние оказывают физико-химический и гранулометрический составы шихты, рациональные способы ведения тепловых процессов, оптимальная масса (размер) рабочей и топливный колош.

Общий расход газов, фильтруемых через слой, пропорционален разности давлений на входе в вагранку и выходе из нее. Изменяя разрежение на колошнике, производят регулирование скорости движения газовой среды как в целом через рабочее пространство, так и локально через отдельные секторы путем организованного отбора газа на верхних горизонтах в соответствующих частях слоя.

В соответствии с требованиями Ростехнадзора, все вновь сооружаемые шахтные печи начиная с 2000 г. создаются только закрытого типа. Их конструкция предусматривает наличие организованного отбора газа из надслоевого пространства — колошника, закрытого от окружающей среды, с последующей очисткой от пыли, дожиганием горючих компонентов и рассеиванием газообразных продуктов в атмосферу через выхлопную трубу. Описанные выше технические мероприятия, улучшающие показатели ваграночной плавки, широко используют для управления равномерностью распределения газов по сечению этого агрегата (управление сверху).

На вагранках малого диаметра, работающих с копильником, при необходимости температуру чугуна при том же расходе кокса поднимают путем отвода части газа через горн в стационарный копильник. В таком случае, за счет активизации нижней части холостой колоши в горне, зона высоких температур расширяется в сторону подины, что обеспечивается дополнительный перегрев чугуна на 20–25 °С. Установленный предел доли воздуха, отводимого через горн, не должен превышать 20–25 % от общего расхода. В противном случае происходит интенсивное выгорание холостой колоши и окисление чугуна.

Существенный положительный эффект тепловой работы шахтных печей может быть достигнут при использовании подогретого дутья. Наиболее эффективно влияние горячего дутья проявляется при использовании отдельно стоящего воздухоподогревателя рекуперативного или регенеративного типа с обеспечением уровня температуры подогрева воздуха не ниже 300 °С. При этом каждые дополнительные 100 °С подогрева воздуха способны повысить температуру в высокотемпературной зоне печи на 30–70 °С и снизить расход кокса на 5–10 %. Наличие значительной неравномерности температурного поля в нагреваемом слое снижает эффективность использования подогретого дутья.

Обогащение дутья кислородом вносит существенные изменения в развитие процессов горения углерода у фурм и в результаты работы печи. При обогащении дутья кислородом происходит уменьшение массы газа на единицу сгоревшего топлива и, как следствие, возрастание температуры в зоне горения за счет уменьшения тепловых потерь с отходящими газами. Однако это приводит к замедлению процессов теплообмена в шахте вагранки за счет снижения скорости движения газов, что сказывается на уменьшении температурного уровня плавки при подогреве опускающихся в ней шихтовых материалов. Поэтому степень обогащения дутья кислородом в целях эффективного его использования следует ограничивать 3–4 %.

Подачу кислорода при проведении ваграночной плавки можно осуществить по двум схемам:

- ввода кислорода непосредственно в рабочее пространство печи;
- продувки кислородом жидкого металла.

Подача кислорода в вагранку по первой из них организуется путем обогащения воздушного дутья техническим кислородом с последующей подачей дутья непосредственно в фурменный пояс или перед ним для повышения общего содержания O_2 выше обычного (21 %). В этом

случае подачу кислорода осуществляют через специальные металлические трубки диаметром 5–6 мм под давлением 0,8–1,0 МПа непосредственно в фурмы. Данный способ получил название «острое дутье». В таком случае обрез кислородной трубки вводят в фурмы почти до самого кокса, не доводя до футеровки. Этим способом при использовании 1 м³ кислорода на тонну чугуна можно повысить температуру расплавленного металла на 1,5–2,0 °С или снизить расход кокса на 0,5–1,0 %. При обогащении дутья кислородом было зафиксировано также уменьшение протяженности кислородной зоны в вагранке и снижение доли монооксида углерода в отходящих газах. Последнее свидетельствует о более полном сгорании кокса.

Так, при проведении экспериментов на вагранке производительностью 3 т/ч с обычным дутьем (21 % O₂) и постоянным расходом кокса, температура перегрева чугуна на выпуске составила 1260–1280 °С, а при содержании кислорода 25 %, эта температура достигла 1400–1410 °С, а при O₂, равном 34 %, уровень температуры поднялся до 1480–1490 °С.

Эффективность обогащения дутья кислородом при создании предварительно обогащенной смеси существенно ниже из-за потерь ее через неплотности воздухопроводов.

Внедрение этого мероприятия сдерживается дороговизной технического кислорода. Следует считать наиболее целесообразным использование кислорода для получения температуры чугуна выше 1400–1450 °С. Производство же расплавленного металла с температурой перегрева ниже этого уровня необходимо осуществлять рациональными технологическими приемами, перечисленными выше.

По второй схеме технический кислород можно подавать непосредственно в копильник, где за счет окисления примесей чугуна при его барботаже существенно повышается температура перегрева металла. При этом следует иметь в виду, что для получения расплава расходуются дефицитные и дорогие высококремнистые чугуны и ферросплавы.

Повышение температуры перегрева металла может быть достигнуто при распределенной подаче воздушного дутья непосредственно на выпускном желобе. Это мероприятие многие годы успешно использовали в литейном цехе ОАО «Уралмаш». Над желобом на расстоянии 50–60 мм от струи металла размещалась футерованная металлическая труба (коллектор), имеющая по всей длине отверстия диаметром 2–3 мм. Ее длина соответствовала длине разливочного желоба. При подаче технического кислорода, при давлении около 0,6 МПа и рас-

ходе $4\text{--}6\text{ м}^3/\text{т}$ достигалось повышение температуры перегрева расплава на $25\text{--}30\text{ }^\circ\text{C}$ за счет протекания экзотермических реакций окисления кремния и марганца металла при проникновении струй кислорода в глубь расплава. Для отвода газообразных продуктов окисления над желобом устанавливался дополнительный аспирационный кожух.

Обеспечение стабильности газодинамического режима работы шахтной плавильной печи — вагранки на обогащенном кислородом дутье — существенно сокращает эксплуатационные затраты на ее обслуживание, но требует повышения культуры производства.

Высокая стоимость металлургического кокса, используемого в шахтных печах, заставляет металлургов-теплотехников искать более дешевые виды топлива, способные стать источниками тепловой энергии в таких плавильных агрегатах, как вагранки. К ним относят каменные угли, торф и природный газ.

Каменный уголь с пониженной зольностью и низким содержанием серы может вполне конкурировать с коксом. Как показывает практика ваграночной плавки, теплотехническая эффективность их работы на угле практически не изменяется при замене до 40 % кокса каменным углем и увеличении объема отходящих газов. В ряде случаев возможна кратковременная полная замена кокса углем с потерей производительности печи в 1,5–2,0 раза. Применение относительно дешевого (в 5–6 раз дешевле) угля создает условия привлекательности такого режима работы, но требует обеспечения условий реализации заданной производительности технологического агрегата.

В качестве дополнительного источника топлива в ваграночной плавке находит применение природный газ. Его использование для отопления вагранок может быть реализовано с помощью выносных горелочных устройств, установленных по периферии кожуха агрегата. Применение этого способа, с одной стороны, ограничивается стойкостью выносных горелочных устройств. С другой стороны, при реализации такого способа, в них развивается периферийный ход газов в вагранке, который сопровождается расширением зоны восстановления диоксида углерода, что ухудшает эффективность использования кокса.

Температурный режим шахтной печи, отапливаемой одновременно твердым топливом и природным газом, отличается от температурного режима при использовании только кокса. Установка периферийных газовых горелок расширяет зону высоких температур в рабочем пространстве вагранки, а в ряде случаев образует вторую высокотемпературную

зону. Уровень температур в шахтных печах с коксогозовым отоплением оказывается выше в сравнении с отоплением при использовании кокса. При комбинированном (кокс + природный газ) отоплении увеличивается время нахождения шихтовых материалов в области высоких температур, повышая глубину протекания химических преобразований и уровень перегрева расплава. Испытания шахтной печи с коксогозовым отоплением в промышленных условиях показали, что ее температурный режим определяется в основном условиями организации процесса горения кокса, а сжигание добавок природного газа выполняет вспомогательную роль, как источник дополнительного тепла.

Одним из способов реализации коксогозового отопления в шахтных печах является использование комбинированного топлива, при котором природный газ сжигается непосредственно в слое при совместной подаче его через фурмы в спутный поток воздушного дутья. Как в лабораторных, так и промышленных условиях работы слоевых установок было установлено, что отличительной особенностью слоевого способа сжигания газообразного топлива является возможность его осуществления в плотном слое кусковых материалов практически любого химического состава. Сжигание газа в этих условиях позволяет относительно просто обеспечивать заданные температуры тепловой обработки различных участков слоя, завершая процесс теплогенерации непосредственно между кусками обрабатываемого материала. Ограничение прямого контакта зоны высоких температур с внешними границами рабочего пространства агрегата и окружающей средой повышает надежность и экономичность использования коксогозового отопления. Занимая по физическим показателям (температура, скорость нагрева, состав газовой фазы) промежуточное место между факельными и плазменными процессами, этот способ теплогенерации требует предварительной подготовки исходной смеси воздуха и природного газа, которая включает в себя гомогенизацию ее состава и предварительный подогрев. Относительная простота организации данного процесса в условиях слоевых установок и широкие возможности варьирования исходных параметров его реализации позволяют успешно решать основные задачи организации процесса теплогенерации в слое и нагрева обрабатываемых материалов в условиях работы вагранки и других слоевых агрегатов.

Опыт работы шахтных печей, отапливаемых только газообразным топливом при непосредственной подаче газа в слой шихты, устано-

вил значительный рост, в 2–3 раза, как общего, так и удельного расхода топлива.

Процесс сжигания исходной газовой смеси в плотном слое кусковых материалов следует отнести к микрофакельному горению, осложненному присутствием твердых кусковых компонентов, заполняющих объем рабочей камеры. В соответствии с механизмом горения углеводородов (разработан Н.Н. Семеновым совместно с коллегами), этот процесс протекает через ряд промежуточных стадий с образованием высокоактивных промежуточных веществ (атомов, радикалов), которые способны с минимальными энергетическими затратами формировать большое количество других промежуточных соединений.

Наиболее полно описан процесс горения метана при повышенных температурах и механизм его окисления через образование формальдегида. Несмотря на многообразие формируемых в процессе горения промежуточных соединений (альдегиды, спирты, оксид углерода, водород и др.), его конечными продуктами являются в основном пары воды и диоксид углерода.

Первоначальный тепловой импульс для устойчивого воспламенения газообразного топлива может быть осуществлен с помощью факела открытого огня, электрической искры, струи горячего газа, нагретой поверхности. Условия развития химических процессов при слоевом способе сжигания газовой смеси определяются характеристиками газовой смеси (температура, давление, состав и др.) и состоянием поверхности кусковых материалов (температура, площадь поверхности, ее состояние и др.). При этом определяющим фактором устойчивого зажигания горючей смеси является адсорбирующая способность поверхности воспламенения. В зависимости от ее природы может происходить образование свободных радикалов с формированием разветвленных окислительных цепей молекул либо их прерывание на поверхности твердых частиц или в объеме межкускового пространства с прекращением процесса горения. Наиболее радикальный путь для обеспечения условий зажигания газообразного топлива является повышение температуры поверхности используемого слоя.

В соответствии с теорией воспламенения горючей газовой смеси, условия ее зажигания определяются динамикой подогрева пограничного слоя на лобовой части кусков, в котором передача тепла осуществляется в основном теплопроводностью. С увеличением температуры воспламеняющей поверхности, интенсивность теплопередачи

к холодной газовой смеси возрастает и достигает стационарного состояния при отсутствии градиента температур в пограничном слое. Выделяющееся при этом тепло от горения углеводородов способно компенсировать потери тепла в окружающую среду и обеспечить зажигание газа.

В условиях термодинамического равновесия, воспламенение горючей смеси от твердой поверхности рассчитывают соотношению

$$\frac{2Q}{\lambda_r} W(t_{\text{пов}}) \frac{Rt_{\text{пов}}}{E} \approx \left(\frac{t - T_o}{l_{\text{зг}}} \right)^2,$$

где Q — тепловой эффект реакции горения газообразного топлива, кДж/м³;

λ_r — коэффициент теплопроводности газа, Вт/(м·К);

$W(t_{\text{пов}})$ — скорость химической реакции, кг/ч;

R — газовая постоянная, Дж/(моль·К);

$t_{\text{пов}}$ — температура поверхности кусков слоя, °С;

E — энергия активации, кДж/моль;

T_o — начальная температура газовой смеси, °С;

$l_{\text{зг}}$ — ширина зоны горения, м.

Условия зажигания движущейся газовой смеси также устанавливаются путем расчета по уравнению, описывающему условия теплообмена,

$$\left(\frac{Nu}{\alpha_F} \right)^2 \left[\left(\frac{t_n - T_o}{t_n \cdot T_o} \right) \frac{T - t_o}{T - t_n} \right]^n = \frac{2Qd}{\lambda_r E} PC^n \exp(-E / RT_{\text{пов}}),$$

где α_F — коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·К);

T — температура газа, °С;

t_o — начальная температура материала, °С;

n — порядок реакции;

d — диаметр куска, м;

P, C — постоянные коэффициенты;

E — энергия активации процесса горения, кДж/моль.

Приведенное выражение может быть использовано для анализа условий зажигания сложных систем, состоящих из смеси различных горючих газов. Поток исходной горючей смеси при попадании в слой кусковых материалов турбулизируется и полностью перемешивается на расстоянии 2–3 диаметров частиц. Наличие в зоне воспламенения газов твердых элементов слоя ограничивает интенсивность развития

окислительных цепей молекул и их длину. На твердой поверхности в первую очередь адсорбируются молекулы кислорода, которые относительно равномерно распределяются по ней независимо от природы самой поверхности. При этом наличие дополнительного теплового сопротивления на поверхности слоистых частиц требует повышенного градиента температур между слоем и газовыми молекулами. В таком случае уровень предварительного подогрева материала для организации слоевого горения газа должен быть выше температуры воспламенения исходной газовой смеси (500–550 °С). По практическим данным его значение составляет 800–1050 °С. Несмотря на значительную величину выделяющегося при горении топлива теплового эффекта, наличие оттока тепла на нагрев элементов слоя и конвективный поток с отходящими газами ограничивают рост температуры в слое.

Чем беднее исходная газозвушная смесь при повышенных значениях коэффициента расхода воздуха, тем выше должен быть уровень ее предварительного подогрева для организации самостоятельного горения и значительнее температура зажигания. При этом увеличение скорости фильтрации газа и диаметра кусков слоя требуют улучшения условий предварительной подготовки смеси к зажиганию, повышая необходимый уровень температуры их подогрева. В то же время вероятность формирования условий наиболее раннего осуществления процесса слоевого горения газа за счет повышения его температурного уровня определяет условия воспламенения исходной газозвушной смеси вблизи входа ее в слой. Поэтому для стабилизации процесса горения газовой смеси непосредственно в слое кусковых материалов, начальную температуру слоя поддерживают близкой к температуре воспламенения, а состав газозвушной смеси устанавливается таким образом, чтобы коэффициент расхода воздуха был более 2,0–2,5.

Повышенная адсорбционная активность молекул кислорода к твердой поверхности слоя снижает их концентрацию в межкусовом пространстве. Поэтому для обеспечения требуемых концентрационных соотношений между горючими компонентами и кислородом в газовой смеси необходимо обеспечивать в ней значительно больший по сравнению с факельным режимом горения расход воздушного дутья. В таком случае для устойчивого зажигания газовой смеси в плотном слое целесообразно поддерживать коэффициент расхода воздуха не ниже 2,5–3,0. Образующееся пламя будет располагаться в межкусовом пространстве вблизи твердой поверхности частиц слоя. При прохождении

газовой смеси через каналы, в слое шихты образуются отдельные факелы, формирующие в совокупности общий фронт горения, в котором происходят основные процессы теплогенерации. Фронт горения имеет определенную протяженность, которая зависит от условий движения газового потока, его предварительного подогрева и условий изменения объема продуктов сгорания. Условия распространения пламени в слое определяются скоростью потока газовой смеси и нормальной скоростью распространения процесса горения. При малой скорости поступления в слой газовой смеси, распространение пламени будет определяться только нормальной скоростью горения, имеющей конечное значение.

Особенность движения газа в слое кусковых материалов проявляется в турбулизации газового потока, что вполне адекватно описывается закономерностями развития турбулентных потоков.

В процессе факельного горения газовой смеси, изменение скорости горения будет определяться двумя факторами: скоростью передачи тепла от газа компонентам слоя и диффузией кислорода во фронт пламени. Зону факельного горения газовой смеси отличает неравенство мгновенных и средних параметров газовой смеси и нестационарность протяженности фронта горения. При горении газа в слое кусковых материалов, существенное влияние на процесс распространения фронта горения оказывают также явления сорбции и десорбции элементами слоя газовых компонентов. Появление дополнительного фактора в виде противодействия в слое по-разному влияет на распространение фронта горения. Возможны случаи, когда зона горения формируется неподвижной относительно кусковых материалов слоя или даже перемещается навстречу газовому потоку.

Особенности слоевого способа сжигания газообразного топлива обычно связывают либо с каталитическим действием поверхности твердых элементов, определяемым их способностью адсорбировать и ионизировать молекулы кислорода и горючего газа, либо с аэродинамическими явлениями, возникающими в местах нарушения стабильности потока.

В результате экспериментальных данных, полученных на установке типа «аглочаша», и теоретических исследований был обоснован механизм реализации сжигания газообразного топлива в плотном слое кусковых материалов. Установленные закономерности процесса горения газовой смеси в таком слое дают основание для распростране-

ния этого процесса при совершенствовании явлений теплогенерации в условиях работы слоевых установок.

Процесс горения газообразного топлива в слое кусковых материалов представляют в виде последовательно проходящих стадий теплообмена. Газовоздушная смесь, при подаче в предварительно разогретый слой кусковых материалов, нагревается, охлаждая его (рис. 5.14). После достижения газовой смесью температуры воспламенения, которая определяется не только ее исходным составом, но и условиями подогрева, происходит образование активной зоны горения, характерной особенностью которой является высокая температура и повышенная скорость окисления углеводородов с возможностью перемещения процесса горения по всему слою. Образующиеся при сжигании газа продукты горения, перемещаясь через относительно холодную часть слоя, осуществляют ее подогрев. Этим создаются условия для распространения горения газа в слое.

Температурный уровень зоны горения определяется условиями теплообмена в зоне охлаждения слоя, активностью интенсивного тепловыделения от окисления углеводородов непосредственно в активной зоне горения и развитием конвективного потока отходящих газов.

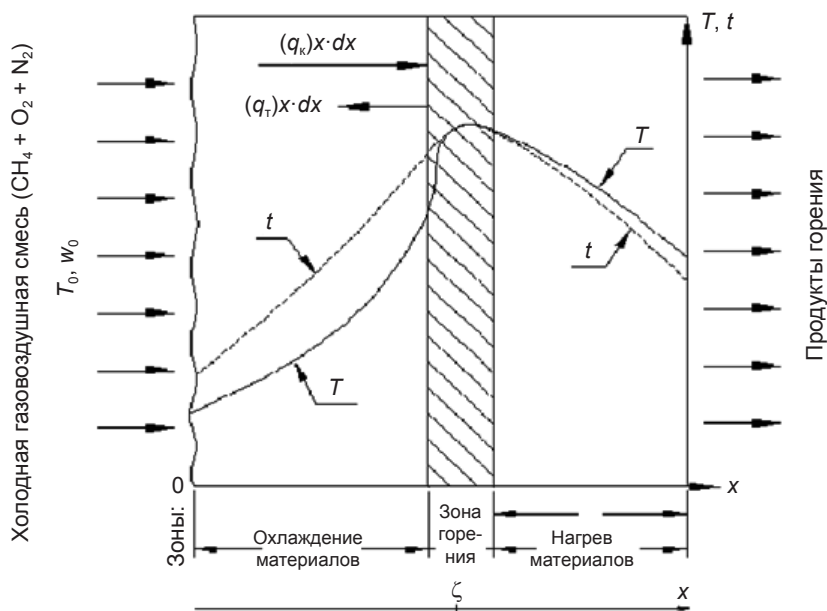


Рис. 5.14. Схема теплообмена при горении газа в слое (T и t — температура газа и материала; x — текущая координата зоны горения)

При факельном горении природного газа, протяженность зоны горения составляет 0,003–0,6 мм. При сжигании газа в слое кусковых материалов, ширина зоны горения определяется условиями развития основных физико-химических явлений (подогрева газа, химического взаимодействия, теплоотдачи и др.) и составляет 30–60 мм. При этом зона горения формирует в слое две стадии: подготовительную (подогрев и смешение газа и воздуха) и основную (воспламенения и горения газа).

Высокий температурный уровень зоны горения обеспечивает значительную скорость охлаждения материалов на стадии зажигания газозоудушной смеси. Значительная активность процессов теплообмена в зоне охлаждения шихты (подготовительная стадия) обеспечивает высокий температурный уровень подогрева исходной газовой смеси и зоны горения на стадии зажигания газозоудушной смеси.

Значительное снижение разности температур между газом и материалами на конечной стадии движения газов в зоне горения определяет более низкую интенсивность теплообмена, что сокращает скорость перемещения зоны горения по слою.

Формирование зоны горения природного газа в плотном слое кусковых материалов обеспечивается в результате равенства удельных тепловых потоков теплопроводностью от слоевых элементов $(\sum q_{T_i})_{\zeta-dx}$ до зоны горения с координатой ξ , тепловыделений в ней (bQ_n^p) от окисления углеводородов и конвективного теплового потока газов $(\sum q_{k_i})_{\zeta+dx}$ в направлении нагреваемого слоя

$$(\sum q_{T_i})_{\zeta-dx} = (bQ_n^p) + (\sum q_{k_i})_{\zeta+dx},$$

где q_{T_i} — удельный тепловой поток теплопроводностью в сторону исходной газовой смеси, кДж/ч;

b — удельный расход топлива, м³/м³;

Q_n^p — теплота сгорания топлива, кДж/м³;

q_{k_i} — удельный тепловой поток конвекцией в направлении движения отходящих газов, кДж/ч.

Нарушение этого равновесия определяет направление перемещения зоны слоевого сжигания топлива. Если учесть, что процессы тепловыделения при горении топлива определяют температурный уровень зоны горения, то положение зоны горения в слое зависит от соотно-

шения удельных тепловых потоков конвекции и теплопроводности. При превышении удельным тепловым потоком теплопроводностью величины удельного конвективного теплового потока, процесс слоевого горения газа будет перемещаться в сторону исходной газовой смеси. В противном случае высокотемпературная зона горения перемещается в направлении движения газового потока.

Дополнительную генерацию тепла в слое за счет горения газообразного топлива можно получить, воздействуя на коэффициент расхода воздуха, благодаря чему будет увеличиваться температура в зоне горения. В том же направлении воздействует уменьшение диаметра кусков слоя и сокращение скорости фильтрации газов.

Теоретическое решение задачи распределения температур в плотном слое кусковых материалов при слоевом способе сжигания природного газа было достигнуто с использованием схемы теплообмена с движущимися источниками тепла. Однако отсутствие сведений о значениях некоторых величин не позволило получить окончательное аналитическое решение при заданных начальных и граничных условиях. Поэтому для изучения процесса слоевого сжигания газообразного топлива были использованы экспериментальные методы. При этом скорость перемещения зоны горения в слое определялась либо по термограммам опытов как скорость перемещения максимума температуры, либо визуально, с использованием специальной установки с прозрачной стенкой. С помощью данных балансовых испытаний режимов слоевого сжигания газообразного топлива было установлено статистическое (эмпирическое) уравнение, описывающее изменение скорости перемещения зоны горения по слою

$$w_{зг} = \frac{c_{г}\rho_{г}}{(1-\varepsilon)c_{м}\rho_{м}}(w_{с}^{0,35}w_{о}^{0,65} - w_{о}), \quad (5.2)$$

где $w_{зг}$ — скорость перемещения зоны горения по слою, мм/мин;
 $c_{г}, c_{м}$ — теплоемкости соответственно газовойздушной смеси и материала, кДж/(м³·К), кДж/(кг·К);
 $\rho_{г}$ — плотность газовойздушной смеси, кг/м³;
 ε — порозность слоя;
 $\rho_{м}$ — плотность материала, кг/м³;
 $w_{с}$ — скорость перемещения слоя в направлении движения газов, м/с;
 $w_{о}$ — начальная скорость движения газовой смеси, м/с.

Скорость установления стабилизации зоны горения в плотном слое $w_{с.з.г}$ зависит от скорости движения газа в слое на пустую шахту, диаметра кусков слоя, а также от теплофизических характеристик газовой смеси — ее химического состава и начальной температуры. В обобщенном виде эта эмпирическая зависимость имеет вид:

$$w_{с.з.г} = \frac{w_r}{d} \left(1646 - \frac{1150}{Pr} \right),$$

где w_r — скорость движения газа на пустую шахту, м/с;

d — диаметр кусков, м;

Pr — число подобия Прандтля, $Pr = \nu_r/a_r$. Здесь ν_r — коэффициент кинематической вязкости газа, m^2/c ; a_r — коэффициент температуропроводности газа, m^2/c .

Расчет скорости стабилизации зоны горения по формуле (5.2) адекватно описывает изменение этого параметра, при этом ошибка не превышает 5 %.

Визуальными исследованиями на оригинальной установке «аглочаща» с прозрачной стенкой было установлено, что горение газа в слое происходит в ограниченной зоне, толщина которой изменяется в пределах 20–60 мм. Результаты опытов были обработаны и представлены в виде уравнения, описывающего закономерность изменения протяженности зоны горения в плотном слое кусковых материалов, с возможной ошибкой вычисления $l_{з.г}$ не более 2,5 %

$$\frac{l_{з.г}}{d} = 7,95 Re^{-0.17},$$

где $l_{з.г}$ — протяженность зоны горения, мм;

d — диаметр куска, мм;

Re — число подобия Рейнольдса, $Re = w_r d / \nu_r$. Здесь w_r — скорость фильтрации, м/с.

Анализ этого выражения показал, что увеличение скорости фильтрации газовой смеси и диаметра куска уменьшают протяженность высокотемпературной зоны за счет интенсификации перемешивания исходных газов и продуктов сгорания и, как следствие, повышения скорости горения. При увеличении же значений коэффициента расхода воздуха наблюдается возрастание скорости горения углеводородов и сокращение протяженности зоны тепловыделений.

В лабораторных и промышленных условиях впервые была исследована подача холодной газовой смеси с коэффициентом расхо-

да воздуха более 2,5–3,0 в разогретую холостую колошу шахтных печей, отапливаемых твердым топливом. При этом было установлено формирование в слое шихты вокруг носика горелки высокотемпературной зоны горения газообразного топлива протяженностью не менее 20–60 мм и средней температурой 1100–1150 °С. Незначительное содержание метана (0,1–0,5 %) в исходной газовой смеси практически не оказало влияние на изменение содержания кислорода в продуктах горения. Поэтому основная масса воздушного дутья, проходя через зону горения газообразного топлива, подогревается до температуры 250–300 °С и поступает в область горения кокса, формируя окислительную зону повышенной протяженности. Появление дополнительного источника тепла в слое позволяет увеличить уровень температуры в зоне высоких температур на 180–230 °С. Это обеспечивает возможность снижения расхода топлива на 30–35 % при выплавке чугуна.

Полная замена твердого топлива природным газом для отопления шахтных печей типа вагранок неэффективна, т. к. общий расход топлива по сравнению с коксовым вариантом отопления возрастает примерно в 5–8 раз. Это происходит из-за невозможности обеспечения равномерного контакта высокотемпературных продуктов горения с нагреваемой шихтой и, как следствие, не достигается эффективный нагрев шихты с образованием и перегревом расплава, т. е. получением чугуна.

Работа вагранок только на газообразном топливе возможна при введении в шихту добавок с высокой температурой плавления для создания дренажной системы сбора расплава и распределения газа по горизонтальному сечению. В качестве таких добавок наиболее часто используется электродный бой в количестве 1–3 % от массы шихты или огнеупорный бой в количестве 3–5 % от массы шихты. Необходимо также отметить, что такая технология ваграночной плавки сопровождается снижением производительности агрегата. Однако, несмотря на низкие технико-экономические показатели работы вагранок в таких условиях, невысокая цена природного газа создает возможности повышения рентабельности производства.

Таким образом, существенное улучшение показателей тепловой работы шахтных печей ваграночного типа может быть достигнуто при улучшении газодинамики продуваемого слоя, при совершенствовании процессов теплогенерации и использовании технологий, интенсифицирующих теплообменные процессы нагрева шихты, ее плавления и перегрева расплава.

5.5. Перспективы использования шахтных печей ваграночного типа для получения литейных чугунов

Существующая тенденция к сокращению выплавки доли ваграночного чугуна в настоящее время сохраняется несмотря на преимущества использования шахтных печей типа вагранок. При строительстве новых и реконструкции действующих чугунолитейных цехов в промышленно развитых странах используют в основном вагранки закрытого типа с подогревом дутья, очисткой отходящих газов от пыли и дожиганием их горючих компонентов. На машиностроительных заводах вагранки часто работают в комплексе с электропечами, которые используются в качестве миксеров. На некоторых заводах реализован дуплекс-процесс, организованный в комплексе: вагранка — дуговая или индукционная печь. В настоящее время развитые страны выплавляют с помощью дуплекс-процесса до 25—30 % литейного чугуна. Этого количества достаточно для производства из ковкого, высокопрочного и специального чугунов отливок массового потребления. Такие отливки широко используют на сборочных конвейерах автомобильных и тракторных заводов.

Выбор типа плавильного агрегата зависит от эффективности использования сырьевых и энергетических ресурсов в конкретных условиях производства, основными из которых являются шихтовые материалы, электроэнергия, требования к отливкам. Не менее важную роль играют непрерывность организации самого процесса получения чугуна и наличие квалифицированных специалистов.

При выборе типа плавильного агрегата следует учитывать, что более 50—60 % себестоимости жидкого чугуна приходится на шихтовые материалы. Значительная доля использования доменных чугунов в литейном производстве России связана в первую очередь с большим количеством малых вагранок с холодным дутьем. Технология выплавки чугуна в таких вагранках не допускает загрузку крупного стального и чугунного лома. Использование вагранок большой производительности (более 15 т/ч) с подогревом воздуха при наличии оборудования, способного «разделять» крупный лом, позволяет снизить расход доменного чугуна до 20 %, а при дуплекс-процессе доменный чугун может быть совсем исключен за счет его замены стальным ломом.

Наиболее рационально применять чугунолитейные вагранки при крупносерийном производстве отливок из чугунов марок

СЧ15—СЧ25 при условии постоянства химического состава получаемых отливок и из серого чугуна марок СЧ30—СЧ45. Однако, при индивидуальном и мелкосерийном производстве, переход в процессе плавки с одной марки на другую сопровождается получением чугунов промежуточного химического состава с нестабильными механическими свойствами.

К основным недостаткам ваграночной плавки следует отнести сравнительно низкую температуру перегрева чугуна на выпуске и повышенное содержание серы в металле, переходящей в него из кокса. Повышенная температура перегрева чугуна необходима при производстве тонкостенных изделий, а также при получении высокопрочных и легированных чугунов. Заданный перегрев чугуна, как отмечалось выше, можно получить при совершенствовании технологии плавки:

- за счет использования горячего дутья;
- обогащения дутья кислородом;
- применения двухрядной конструкции фурм;
- введения в состав исходной шихты карбида кальция и других разжижителей минерального расплава.

Снижение содержания серы в расплавленном металле при ваграночной плавке достигается в основном за счет использования малосернистого кокса, металлической шихты с минимальной концентрацией серы, введения в исходную шихту карбида кальция при основной футеровке вагранки и наведения шлаков повышенной основности.

При выборе ваграночного процесса следует учитывать его преимущества:

- низкие энергетические и эксплуатационные затраты;
- простоту конструкции и управления процессом плавки;
- ритмичность получения расплава с требуемой часовой производительностью;
- возможность переплава отходов собственного производства, а также стального лома с обеспечением процесса науглероживания до требуемого уровня;
- сравнительно низкую себестоимость отливок.

Наиболее эффективным способом получения чугунных отливок с заданным уровнем физико-механических и эксплуатационных свойств (износостойкость, жаропрочность, герметичность, коррозионная стойкость и др.) является дуплекс-процесс, в котором используются два плавильных агрегата — вагранка и электроплавильная печь.

Расчет энергетических затрат на плавку чугуна с учетом затрат на производство кокса и электроэнергию показывает существенные преимущества дуплекс-процесса: вагранка — индукционная печь (табл. 5.4). Этот вывод подтверждается следующими показателями. Расход условного топлива на получение 1 т жидкого чугуна при дуплекс-процессе составляет 116 кг/т. Такой же показатель при выплавке чугуна, но только в вагранке, составляет 130 кг/т, а при выплавке только в индукционной печи — 240 кг/т.

Таблица 5.4

Основные показатели различных способов плавки чугуна

| Показатель | Вагранка | Электрические индукционные печи | Дуплекс-процесс |
|--------------------------------------|----------|---------------------------------|-----------------|
| Максимальная производительность, т/ч | 30 | 14 | 30 |
| Температура выплаваемого чугуна, °С | 1500 | 1550 | 1550 |
| Стоимость, р/т: | | | |
| плавильного оборудования | 15 | 37 | 20 |
| здания | 5 | 12 | 8 |
| подстанций и линий электропередач | — | 30 | 4 |
| Мощность, кВт·А/1000 т | 35 | 600 | 100 |
| Расход электроэнергии, кВт·ч/т | 30 | 750 | 130 |
| Себестоимость жидкого чугуна, р/т | 73,00 | 91,46 | 71,37 |

Наиболее часто используют технологии дуплекс-процессов типа вагранка — индукционная печь или вагранка — дуговая печь. В технологиях первого типа сравнительно дешевый жидкий чугун ваграночной плавки заливается в индукционный миксер, где производится достаточно быстрый и экономичный процесс перегрева металла до температуры 1450–1500 °С, благодаря чему обеспечивается эффективное перемешивание чугуна, а также достигается выравнивание его химического состава. В миксере можно осуществлять различные способы внепечной обработки, такие как легирование чугуна, удаление газовых включений и др. Однако в индукционных миксерах, имеющих, как правило, кислую кварцевую футеровку, нельзя добиться высокой степени очистки металла от серы. Эта проблема может быть решена при использовании технологии дуплекс-процесса второго типа — вагранка — дуговая печь с основной футеровкой. Эта технология обеспечивает возможности наведения шлаков повышенной основности. Опыт работы ОАО «Курганмашзавод» показал, что при реализации

подобной технологии можно обеспечить содержание серы в готовом металле не выше 0,02 %.

При организации дуплекс-процессов вагранка — индукционная печь промышленной частоты и вагранка — дуговая печь постоянного тока могут быть получены высоколегированные чугуны и серые чугуны марок СЧ30—СЧ45, которые используются для изготовления отливок высокого качества.

Таким образом, технологии получения чугунов требуемого состава и заданной температуры перегрева для литых заготовок различного назначения успешно развиваются. Основу этих технологий составляют шахтные печи ваграночного типа, которые и в настоящее время остаются перспективными по энергетической эффективности получения жидкого металла.

Библиографический список

Введение

1. Экологически чистое производство: подходы, оценка, рекомендации / под ред. С. А. Пегова и И. С. Солобоева ; Уральский филиал Центра подготовки и реализации международных проектов технического содействия. — Екатеринбург : ЦППП, 2000. — 394 с.
2. Оценка и пути достижения экологической чистоты металлургического производства : учебник / М. Н. Игнатьева, С. В. Карелов, Л. В. Мочалова [и др.] ; под общей редакцией Ю. Г. Ярошенко. — Екатеринбург : УГТУ-УПИ, 2008. — 391 с. — ISBN 978-5-321-01313-7.
3. Энергетическая стратегия России на период до 2030 года : Распоряжение Правительства Российской Федерации : утверждено 13 ноября 2009 г. / М-во энергетики Российской Федерации. — Москва : Институт стратегической энергии, 2010. — 183 с. — ISBN 978-5-98420-051-6.
4. Ярошенко, Ю. Г. Энергоэффективные и ресурсосберегающие технологии черной металлургии : учебное пособие / Ю. Г. Ярошенко, Я. М. Гордон, И. Ю. Ходоровская ; под редакцией Ю. Г. Ярошенко. — Екатеринбург : УИПЦ, 2012. — 670 с. — ISBN 978-5-4430-0014-5.
5. Стратегия развития черной металлургии России на период 2014—2020 гг. и на перспективу до 2030 года : приказ Министра промышленности и торговли Российской Федерации 05.05.2014 г. № 839. — [Б. м. : б. и., б. г. — Б. п.].

Глава 1

1. Смирнов, В. И. Курс высшей математики / В. И. Смирнов. — Санкт-Петербург : БХВ-Петербург, 2008. — Т. 1. — 624 с. — ISBN 978-5-94157-909-9.

2. Brauer, H. Resistance law for irrigated vertical columns with countercurrent gas flow / H. Brauer // Chem. Ing. Tech. — 1960, V. 32. — P. 585–590. — ISSN 1522-2640.
3. Prager, S. Viscous flow through Porous Media / S. Prager // Phys. of Fluids. — 1961, N 4. — P. 1477–1485. — ISSN 1070-6631.
4. Серрин, Дж. Математические основы классической механики жидкости / Дж. Серрин. — Москва ; Ижевск : Регулярная и хаотическая динамика, 2001. — 256 с. — ISBN 5-939720-91-9.
5. Мышкис, А. Д. Лекции по высшей математике / А. Д. Мышкис. — Москва : Лань, 2009. — 688 с. — ISBN 978-5-8114-0572-5.
6. Богданди, Л. Ф. Восстановление железных руд / Л. Ф. Богданди, Г. Д. Энгель. — Москва : Metallurgia, 1971. — 520 с.
7. Газодинамика и теплотехника доменного процесса / Р. Ешар, Р. Бредегфет, М. Мавродис [и др.] // Черные металлы. — 1971, № 12. — С. 1–40. — ISSN 0132-0890.
8. Лыков, А. В. Теплообмен (справочник) / А. В. Лыков. — Москва : Энергия, 1978. — С. 338–467.
9. Численные методы исследования течений вязкой жидкости / А. Д. Госмен, В. М. Пан, А. К. Ранчел, Д. Б. Сполдинг, М. Вольфштейн. — Москва : Мир, 1972. — 328 с.
10. Кэйс, В. М. Конвективный тепло- и массообмен : перевод с английского / В. М. Кэйс. — Москва : Энергия, 1972. — 448 с.
11. Шлихтинг, Г. Теория пограничного слоя / Г. Шлихтинг. — Москва : Наука, 1974. — 586 с. — ISBN 5-7107-6327-6.
12. Слеттери, Дж. С. Теория переноса импульса, энергии и массы в сплошных средах : перевод с английского / Дж. С. Слеттери. — Москва : Энергия, 1978. — 448 с.
13. Теплотехника доменного процесса / Б. И. Китаев, Ю. Г. Ярошенко, Е. Л. Суханов [и др.] ; под общей редакцией Б. И. Китаева и Ю. Г. Ярошенко. — Москва : Metallurgia, 1978. — 248 с.
14. Самарский, А. А. Методы решения сеточных уравнений / А. А. Самарский, Е. С. Николаев. — Москва : Наука, 1978. — 512 с.
15. Матрос, Ю. Ш. Нестационарные процессы в каталитических реакторах / Ю. Ш. Матрос. — Новосибирск : Наука, 1982. — 228 с.
16. Гольдштик, М. А. Процессы переноса в зернистом слое / М. А. Гольдштик. — Новосибирск : Институт теплофизики СО АН СССР, 1984. — 164 с.
17. Патанкар, С. Численные методы решения задач теплообмена и динамики жидкости / С. Патанкар. — Москва : Энергоатомиздат, 1984. — 152 с.
18. Хейгеман, Л. Прикладные итерационные методы : перевод с английского / Л. Хейгеман, Д. Янг. — Москва : Мир, 1986. — 448 с.

19. Франк-Каменецкий, Д. А. Диффузия и теплопередача в химической кинетике / Д. А. Франк-Каменецкий. — 3-е изд. — Москва : Наука, 1987. — 490 с.
20. Тепловая работа шахтных печей и агрегатов с плотным слоем / Я. М. Гордон, Б. А. Боковиков, В. С. Швыдкий [и др.]. — Москва : Металлургия, 1989. — 120 с. — ISBN 5-229-00335-9.
21. Гордон, Я. М. Механика движения материалов и газов в шахтных печах / Я. М. Гордон, Е. В. Максимов, В. С. Швыдкий. — Алма-Ата : Наука, 1989. — 144 с.
22. Ши, Д. Численные методы в задачах теплообмена : перевод с английского / Д. Ши. — Москва : Мир, 1988. — 544 с. — ISBN 5-03-0012-15-X.
23. Теплообмен и повышение эффективности доменной плавки / Н. А. Спирин, Ю. Н. Овчинников, В. С. Швыдкий [и др.] ; под редакцией Ю. Г. Ярошенко. — Екатеринбург : УГТУ–УПИ, 1995. — 243 с. — ISBN 5-230-17112-X.
24. Введение в системный анализ теплофизических процессов металлургии : учебное пособие для вузов / Н. А. Спирин, В. С. Швыдкий, В. И. Лобанов [и др.]. — Екатеринбург : УГТУ–УПИ, 1999. — 205 с. — ISBN 5-230-06587-7.
25. Швыдкий, В. С. Математические методы теплофизики : учебник для вузов / В. С. Швыдкий, М. Г. Ладыгичев, В. С. Шаврин. — Москва : Теплотехник, 2005. — 232 с. — ISBN 5-98457-035-1.
26. Механика жидкости и газа : учебное пособие для вузов / В. С. Швыдкий, Ю. Г. Ярошенко, Я. М. Гордон [и др.] ; под редакцией В. С. Швыдкого. — 2-е изд., перераб. и доп. — Москва : Академкнига, 2003. — 464 с. — ISBN 5-94628-040-6.

Глава 2

1. Лыков, А. В. Теория теплопроводности / А. В. Лыков. — Москва : Высшая школа, 1967. — 600 с.
2. Теплотехника окискования железорудного сырья / С. Г. Братчиков, Ю. А. Берман, Я. Л. Белоцерковский [и др.] ; под редакцией С. Г. Братчикова. — Москва : Металлургия, 1970. — 344 с.
3. Юсфин, Ю. С. Обжиг железорудных окатышей / Ю. С. Юсфин, Т. Н. Базилевич. — Москва : Металлургия, 1973. — 272 с.
4. Коротич, В. И. Основы теории и технологии подготовки сырья к доменной плавке / В. И. Коротич. — Москва : Металлургия, 1978. — 208 с.
5. Сырье для черной металлургии. Справочное издание. В 2-х томах. Том 1. Сырьевая база и производство окискованного сырья (сы-

- рье, технологии, оборудование) / М.Г. Ладыгичев, В. М. Чижилова, В. И. Лобанов [и др.]. — Москва : Машиностроение-1, 2001. — 896 с. — ISBN 5-94275-009-2.
6. Металлургия чугуна : учебник для вузов / Е. Ф. Вегман, Б. Н. Жеребин, А. Н. Похвиснев [и др.] ; под редакцией Ю. С. Юсфина. — 3-е изд., перераб. и доп. — Москва : Академкнига, 2004. — 774 с. — ISBN 5-94628-120-8.
7. Теплотехнические методы анализа агломерационного процесса / В. И. Клейн, Г. М. Майзель, Ю. Г. Ярошенко [и др.] ; под редакцией Ю. Г. Ярошенко. — Екатеринбург : УГТУ—УПИ, 2004. — 224 с. — ISBN 5-321-00419-6.
8. Коротич, В. И. Теоретические основы технологий окускования металлургического сырья. Агломерация : учебное пособие / В. И. Коротич, Ю. А. Фролов, Л. И. Каплун. — 2-е изд., испр. и доп. — Екатеринбург : УГТУ—УПИ, 2009. — 417 с. — ISBN 978-5-321-01579-7.
9. Физико-химические и теплотехнические основы производства железорудных окатышей / В. М. Абзалов, В. А. Горбачев, С. Н. Евстюгин [и др.] ; под редакцией академика РАН Л. И. Леонтьева. — Екатеринбург : Научно-производственное предприятие «МИЦ», 2015. — 335 с. — ISBN 978-5-9907151-2-7.
10. Ярошенко, Ю. Г. Энергоэффективные и ресурсосберегающие технологии в черной металлургии : учебное пособие / Ю. Г. Ярошенко, Я. М. Гордон, И. Ю. Ходоровская ; под редакцией Ю. Г. Ярошенко. — Екатеринбург : УИПЦ, 2012. — 670 с. — ISBN 978-5-4430-0014-5.
11. Теплотехника процессов агломерации / В. И. Клейн, Б. А. Боковиков, С. Н. Евстюгин [и др.] ; под редакцией Б. А. Боковинова. — Екатеринбург : УИПЦ, 2013. — 265 с. — ISBN 978-5-4430-0055-8.
12. Теплофизические закономерности термообработки железорудных окатышей на конвейерной машине (математическое моделирование) / Б. А. Боковиков, В. В. Брагин, С. Н., Евстюгин [и др.] ; под редакцией Б. А. Боковинова. — Екатеринбург : УИПЦ, 2013. — 200 с. — ISBN 978-5-4430-0059-6.
13. Фролов, Ю. А. Агломерация. Технология. Теплотехника. Управление. Экология / Ю. А. Фролов. — Москва : Металлургиздат, 2016. — 672 с. — ISBN 978-5-902194-89-7.
14. Пузанов, В. П. Основы формирования функциональных свойств железорудных агломератов / В. П. Пузанов, В. А. Кобелев. — Екатеринбург : День РА, 2015. — 350 с.
15. Швыдкий, В. С. Математическая модель процесса обжига рудо-угольных окатышей на конвейерной машине / В. С. Швыдкий, Ю. Г. Яро-

шенко, Н. А. Спирин, В. В. Лавров // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. — 2017. — Т. 60, № 4. — С. 329–335. — ISSN 0368-0797.

Главы 3 и 4

1. Китаев, Б. И. Теплообмен в доменной печи / Б. И. Китаев, Ю. Г. Ярошенко, Б. Л. Лазарев ; под редакцией Б. И. Китаева. — Москва : Металлургия, 1966. — 355 с.
2. Тепло- и массообмен в плотном слое / Б. И. Китаев, В. Н. Тимофеев, Б. А. Боковиков и [др.]. — Москва : Металлургия, 1972. — 432 с.
3. Теплотехника доменного процесса / Б. И. Китаев, Ю. Г. Ярошенко, Е. Л. Суханов и [др.] ; под редакцией Б. И. Китаева и Ю. Г. Ярошенко. — Москва : Металлургия, 1978. — 248 с.
4. Ярошенко, Ю. Г. Энергоэффективные и ресурсосберегающие технологии черной металлургии / Ю. Г. Ярошенко, Я. М. Гордон, И. Ю. Ходоровская. — Екатеринбург : УИПЦ, 2012. — 670 с. — ISBN 978-5-4430-0014-5.
5. Металлургия чугуна : учебник для вузов / Е. Ф. Вегман, Б. Н. Жеребин, А. Н. Похвиснев [и др.] ; под редакцией Ю. С. Юсфина. — 3-е изд., перераб. и доп. — Москва : Академкнига, 2004. — 774 с. — ISBN 5-94628-120-8.
6. Большаков, В. И. Технология высокоэффективной энергосберегающей доменной плавки / В. И. Большаков. — Киев : Наукова думка, 2007. — 411 с. — ISBN 978-966-00-0614-0.
7. Бабарыкин, Н. Н. Теория и технология доменного процесса : учебное пособие / Н. Н. Бабарыкин. — Магнитогорск : МГТУ, 2009. — 257 с.
8. Современный доменный процесс / М. Геердес, Р. Ченью, И. Ф. Курунов [и др.]. — Москва : Металлургиздат, 2016. — 280 с. — ISBN 978-5-902194-84-2.
9. Рамм, А. Н. Современный доменный процесс / А. Н. Рамм. — Москва : Металлургия, 1980. — 304 с.
10. Товаровский, И. Г. Доменная плавка / И. Г. Товаровский. — Днепропетровск : Пороги, 2009. — 765 с. — ISBN 978-966-525-975-6.
11. Андронов, В. Н. Экстракция черных металлов из природного и техногенного сырья. Доменный процесс / В. Н. Андронов. — Донецк : Норд-Пресс, 2009. — 377 с. — ISBN 978-966-380-329-6.
12. Цымбал, В. П. Математическое моделирование сложных систем в металлургии / В. П. Цымбал. — Кемерово ; Москва : Российские университеты, Кузбассвуиздат-АСТШ, 2006. — 431 с. — ISBN 5-202-00925-9.

13. Компьютерные методы моделирования доменного процесса / О. П. Онорин, Н. А. Спирин, В. Л. Терентьев [и др.] ; под редакцией Н. А. Спирина. — Екатеринбург : УГТУ–УПИ, 2005. — 301 с. — ISBN 5-321-00557-5.
14. Теплообмен и повышение эффективности доменной плавки / Н. А. Спирин, Ю. Н. Овчинников, В. С. Швыдкий [и др.] ; под редакцией Ю. Г. Ярошенко. — Екатеринбург : УГТУ–УПИ, 1995. — 243 с. — ISBN 5-230-17112-X.
15. Основы теории и технологии доменной плавки / А. Н. Дмитриев, Н. С. Шумаков, Л. И. Леонтьев [и др.]. — Екатеринбург : УрО РАН, 2005. — 547 с. — ISBN 5-7691-1588-2.
16. Мойкин, В. И. Динамические характеристики доменных печей по результатам математического моделирования / В. И. Мойкин, Н. М. Бабушкин, Б. А. Боковиков // Вопросы производства чугуна в доменных печах : тематический сборник научных трудов. — Москва : Metallurgia, 1984. — С. 46–52.
17. Определение динамических характеристик доменного процесса с помощью математической модели / В. И. Мойкин, Б. А. Боковиков, Н. М. Бабушкин [и др.] // Повышение производительности и экономичности работы тепловых металлургических агрегатов : тематический сборник научных трудов. — Москва : Metallurgia, 1982. — С. 42–46.
18. Нестационарные процессы и повышение эффективности доменной плавки / Ю. Н. Овчинников, В. И. Мойкин, Н. А. Спирин [и др.]. — Челябинск : Metallurgia, 1989. — 120 с. — ISBN 5-229-00299-9.
19. Информационные системы в металлургии / Н. А. Спирин, Ю. В. Ипатов, В. И. Лобанов [и др.] ; под редакцией Н. А. Спирина. — Екатеринбург : УГТУ–УПИ, 2001. — 617 с. — ISBN 5-321-00061-1.
20. Оптимизация и идентификация технологических процессов в металлургии / Н. А. Спирин, В. В. Лавров, С. И. Паршаков [и др.] ; под редакцией Н. А. Спирина. — Екатеринбург : УГТУ–УПИ, 2006. — 307 с. — ISBN 5-321-00925-2.
21. Модельные системы поддержки принятия решений в АСУ ТП доменной плавки металлургии / Н. А. Спирин, В. В. Лавров, В. Ю. Рыболовлев [и др.] ; под редакцией Н. А. Спирина. — Екатеринбург : УрФУ, 2011. — 462 с. — ISBN 5-98123-010-X.
22. Математическое моделирование металлургических процессов в АСУ ТП / Н. А. Спирин, В. В. Лавров, В. Ю. Рыболовлев [и др.]. — Екатеринбург : УрФУ, 2014. — 558 с. — ISBN 978-5-4430-0069-5.
23. Ченцов, А. В. Балансовая логико-статистическая модель доменного процесса / А. В. Ченцов, Ю. А. Чесноков, С. В. Шаврин. — 2-е изд. —

- Екатеринбург : Институт металлургии УрО РАН, 2003. — 162 с. — ISBN 5-7691-1427-4.
24. Мышляев, Л. П. Прогнозирование в системах управления / Л. П. Мышляев, В. Ф. Евтушенко. — Новокузнецк : СибГИУ, 2002. — 358 с. — ISBN 5-7806-0113-5.
 25. Теория и практика прогнозирования в системах управления / С. В. Емельянов, С. К. Коровин, Л. П. Мышляев [и др.]. — Москва : Российские университеты, 2008. — 487 с. — ISBN 5-202-00215-7.
 26. Тарасов, В. П. Газодинамика доменного процесса / В. П. Тарасов. — Москва : Металлургия, 1982. — 222 с.

Глава 5

1. Телегин, А. С. Тепломассоперенос / А. С. Телегин, В. С. Швыдкий, Ю. Г. Ярошенко ; под редакцией Ю. Г. Ярошенко. — Москва : Академкнига, 2002. — 455 с. — ISBN 5-94628-020-1.
2. Ваграночный процесс плавки чугуна / В. И. Матюхин, В. В. Мадисон, В. Б. Поль [и др.]. — Екатеринбург : УГТУ–УПИ, 2003. — 158 с. — ISBN 5-321-00311-4.
3. Мариенбах, Л. М. Металлургические основы ваграночного процесса / Л. М. Мариенбах. — Москва : Машгиз, 1960. — 327 с.
4. Расчеты аппаратов кипящего слоя / А. П. Баскаков, Б. П. Лукачевский, И. П. Мухленов [и др.]. — Ленинград : Химия, 1986. — 352 с.
5. Малышева, Т. Я. Железорудное сырье: упрочнение при термообработке / Т. Я. Малышева. — Москва : Наука, 1988. — 199 с. — ISBN 5-02-005978-1.
6. Монастырев, А. В. Производство извести / А. В. Монастырев. — Москва : Высшая школа, 1975. — 223 с.
7. Юсфин, Ю. С. Металлургия железа : учебное пособие для вузов / Ю. С. Юсфин, Н. Ф. Пашков. — Москва : Академкнига, 2007. — 464 с. — ISBN 978-5-94628-246-8.
8. Юсфин, Ю. С. Обжиг железорудных окатышей / Ю. С. Юсфин, Т. Н. Базилевич. — Москва : Металлургия, 1973. — 272 с.
9. Интенсификация производства и улучшение качества окатышей / Ю. С. Юсфин, Н. Ф. Пашков, А. К. Антоненко [и др.]. — Москва : Металлургия, 1994. — 240 с. — ISBN 5-229-00718-4.
10. Зобнин, Б. Ф. Нагревательные печи / Б. Ф. Зобнин. — Москва : Машиностроение, 1964. — 311 с.
11. Лыков, А. В. Теория теплопроводности / А. В. Лыков. — Москва : Высшая школа, 1967. — 600 с.

12. Лисиенко, В. Г. Теплофизика металлургических процессов / В. Г. Лисиенко, В. И. Лобанов, Б. И. Китаев. — Москва : Металлургия, 1982. — 240 с.
13. Технологическое сжигание и использование топлив / А. А. Винтовкин, М. Г. Ладыгичев, Ю. М. Голдобин [и др.]. — Москва : Теплотехник, 2005. — 286 с. — ISBN 5-98457-021-1.
14. Лисиенко, В. Г. Топливо. Рациональное сжигание, управление и технологическое использование / В. Г. Лисиенко, Я. М. Щелоков, М. Г. Ладыгичев. — Москва : Теплотехник, 2003. — Кн. 1. — 608 с. — ISBN 5-98457-001-7.
15. Лобанов, В. И. Теплотехнические и технологические аспекты использования слоевого способа сжигания газа в металлургических агрегатах / В. И. Лобанов, В. И. Матюхин, В. А. Гольцев // Научные школы УГТУ—УПИ № 2. С творческим наследием Б. И. Китаева в XXI век : сборник научных трудов. — Екатеринбург : УГТУ, 1998. — С. 122—126.
16. Мариенбах, Л. М. Методы получения горячего чугуна из вагранки / Л. М. Мариенбах // В кн. «Развитие ваграночного процесса». — Москва : Машгиз, 1962. — 341 с.
17. Чаплыгин, Ю. В. Использование природного газа при плавке чугуна / Ю. В. Чаплыгин, А. Е. Еринов. — Киев : Наукова думка, 1976. — 237 с.
18. Фуклеев, В. А. О работе коксо-газовых вагранок / В. А. Фуклеев // Литейное производство. — 1964, № 8. — С. 34—35. — ISSN 0024-449X.
19. Воронов, Н. А. Применение природного газа в крупных вагранках / Н. А. Воронов // Литейное производство. — 1962, № 11. — С. 27—32. — ISSN 0024-449X.
20. Часов, Л. И., Протопопов Л. П. Обобщение некоторых данных о плавке чугуна на коксо-газовых вагранках / Л. И. Часов, Л. П. Протопопов // ВНИИ НТИ и ЭПСМ : сборник трудов, 1971. — Вып. 3. — С. 346—349.
21. Табунщиков, Н. П. Производство извести / Н. П. Табунщиков. — Москва : Химия, 1974. — 240 с.
22. Нехлебаев, Ю. П. Экономия топлива при производстве извести / Ю. П. Нехлебаев. — Москва : Металлургия, 1987. — 136 с.
23. Глинков, М. А. Основы общей теории печей / М. А. Глинков. — Москва : ГНТИ, 1962. — 575 с.
24. Ахметов, С. А. Технология переработки нефти, газа и твердого горючих ископаемых / С. А. Ахметов, М. Х. Ишмияров, А. А. Кауфман ; под редакцией С. А. Ахметова. — Санкт-Петербург : Недра, 2009. — 832 с. — ISBN 978-5-94089-124-4.

-
25. Сверкач, И. Е. Ресурсы железорудного сырья / И. Е. Сверкач // Сталь. — 2011, № 4. — С. 7–9. — ISSN 0038-920X.
 26. Высокотемпературные теплотехнологические процессы и установки / И. П. Перелетов, Л. А. Бровкин, Ю. И. Розенгард [и др.] ; под редакцией А. Д. Ключникова. — Москва : Энергоатомиздат, 1989. — 336 с. — ISBN 5-283-00086-9.
 27. Самохвалов, Г. В. Metallургические электропечи : учебное пособие / Г. В. Самохвалов, М. В. Темлянцев, Н. В. Темлянцев. — Москва : Теплотехник, 2009. — 299 с. — ISBN 978-5-98457-081-7.
 28. Сухарчук, Ю. С. Плавка чугуна в вагранках / Ю. С. Сухарчук, А. К. Юдкин. — Москва : Машиностроение, 1989. — 176 с. — ISBN 5-217-00382-0.
 29. Общие правила безопасности для металлургических и коксохимических предприятий и производств. — Санкт-Петербург : Деан, 2002. — 78 с. — ISBN 5-93630-228-8.
 30. Тепловая работа шахтных печей и агрегатов с плотным слоем / Я. М. Гордон, Б. А. Боковиков, В. С. Швыдкий [и др.]. — Москва : Металлургия, 1989. — 120 с. — ISBN 5-229-00335-9.

Учебное издание

Ярошенко Юрий Гаврилович
Швыдкий Владимир Серафимович
Спирин Николай Александрович
Матюхин Владимир Ильич
Лавров Владислав Васильевич

**ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ
ТЕПЛОВОЙ РАБОТЫ
МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ СЛОЕВЫХ ПЕЧЕЙ
И АГРЕГАТОВ**

Редактор И. П. Иванова

Подписано в печать 09.09.2019. Формат 70×100/16.
Бумага офсетная. Цифровая печать. Усл. печ. л. 37,4.
Уч.-изд. л. 25,8. Тираж 300 экз. Заказ 6540

ООО Агентство Маркетинговых Коммуникаций «День РА»
620146, г. Екатеринбург, проезд Решетникова, дом 22а, оф. 201,
тел.: (343) 344-64-26 www.skladgifts.ru

ISBN 978-5-9908685-9-5

